

**UNIVERSIDAD CARLOS III DE  
MADRID  
ESCUELA POLITÉCNICA SUPERIOR**



**TRABAJO FIN DE GRADO**  
Grado en Ingeniería en Tecnologías Industriales

**MODELO COMPUTACIONAL  
TERMOFLUIDODINÁMICO DEL  
ALMACENAMIENTO EN SECO DE  
COMBUSTIBLE NUCLEAR**

**Autor: Rodrigo Luque Vizcaíno**  
**Tutores: Luis Enrique Herranz Puebla**  
**Víctor Tribaldos Macía**

Curso 2017/2018

Madrid, septiembre de 2018



## Modelo computacional termofluidodinámico del almacenamiento en seco de combustible nuclear

## AGRADECIMIENTOS

---

Deseo mostrar mi agradecimiento a todas las personas que me han acompañado y asesorado durante la realización del presente Trabajo Fin de Grado.

*“Al equipo de investigadores de la Unidad de Seguridad Nuclear del CIEMAT. Gracias a Luis Herranz por darme la oportunidad de sacar adelante un proyecto tan enriquecedor a la par que desafiante. A Jaime Penalva, cuya paciencia en mi aprendizaje con ANSYS Fluent se merece mi reconocimiento. A Francisco Fera, por todos los consejos recibidos y por ser esa persona cercana que todo el mundo necesita en un ámbito laboral”*

*“A mi tutor académico Víctor Tribaldos, de los primeros profesores que tuve la suerte de tener enfrente en el aula universitaria. Cómo olvidar aquella bienvenida en Aula Global «welcome to hell». Pese a todo, nos hizo pensar «out of the box» y disfrutar de la Física”*

*“A mi amigo Olmo, por ser mi compañero en esta carrera de fondo que culmina aquí”*

*“A mis padres, por acompañarme a lo largo de este camino y ser mi apoyo incondicional”*



## RESUMEN

---

La producción de energía eléctrica ha generado una importante cantidad de residuos radiactivos de fisión nuclear durante los últimos setenta años. Tenemos el compromiso con las próximas generaciones de desarrollar sistemas que garanticen su almacenamiento seguro de forma indefinida. La opción más ampliamente aceptada es el almacenamiento geológico profundo, que la legislación española exige que vaya precedido de un almacenamiento en seco en contenedores estancos. Garantizar la seguridad de cada diseño de contenedor, con el fin de preservar la integridad del combustible nuclear, requiere la realización de lentos y muy costosos experimentos. El estudio del estado del combustible puede optimizarse mediante la validación de modelos computacionales que simulan los procesos físicos (principalmente termofluidodinámicos) que tienen lugar en estos contenedores, contrastadas con resultados experimentales. Hasta la fecha, estas simulaciones se han enfocado en combustibles de bajo quemado, mientras que las líneas actuales de investigación, con el fin de hacer un mejor aprovechamiento energético del combustible, están optando por condiciones de alto quemado, bajo las cuales, todavía no se ha conseguido garantizar el seguro almacenaje de los residuos.

Recientemente se han publicado datos empíricos de una instalación experimental a escala llamada “Dry Cask Simulator” (DCS) que es una réplica de un contenedor de hormigón de alto quemado para almacenamiento en seco de combustible usado. Este hecho permite validar nuevos modelos computacionales bajo estas nuevas condiciones de quemado.

Este Trabajo de Fin de Grado (TFG) presenta la validación entre la simulación computacional realizada de esta instalación, mediante el software ANSYS-Fluent, y los datos experimentales publicados. Para ello se ha empleado una novedosa aproximación en la que el complejo diseño detallado de los elementos combustibles del contenedor se modela como si se tratasen de un medio poroso con propiedades termofísicas equivalentes; lo cual, reduciría el coste computacional requerido.

La comparación con los resultados experimentales del DCS, junto con las aproximaciones realizadas, ha permitido validar exitosamente el modelo computacional para las potencias más representativas, lo que permitirá contribuir a los análisis de seguridad de combustibles de alto quemado y ayudar a optimizar en un futuro próximo el diseño de nuevos contenedores.

**Palabras clave:** Energía, Combustible nuclear usado, Contenedor de almacenamiento en seco, Modelo poroso, Simulación CFD



## ABSTRACT

---

The production of electric energy has generated a significant amount of radioactive waste resulting from nuclear fission for the last seventy years. We are committed to our future generations to developing systems able to keep such waste securely stored for an indefinite time. The most widely accepted choice is the so-called deep geological repository, which the Spanish legislation demands it to be preceded by a dry storage that takes place in hermetic containers. Ensuring the safety of each container design, aiming to preserve the nuclear fuel integrity, requires the realization of slow and very expensive experiments. The study of the fuel state can be optimized by means of the validation of computational models which simulates the physical processes (mainly thermo-fluid dynamic) taking place in these containers, checked with experimental results. So far, these studies have been focused on low-burnup fuel simulations, whereas the current research trends, with the aim of making the most of the energetic resources of the fuel, are turning to high-burnup conditions, under which the safe storage of waste has not been yet guaranteed.

Recently, it has been published empirical data collected from a scaled experimental facility called Dry Cask Simulator (DCS), which is a replica of a high-burnup concrete cask for the dry storage of used nuclear fuel. This fact allows to validate new computational models under these new burnup conditions.

This Final Degree Project presents the validation between the computational simulation of this facility, via the ANSYS Fluent software, and the published experimental data. To do so, it has been implemented an innovative approximation technique in which the complex detailed design of the fuel elements within the container are modelled as if they were a porous media with equivalent thermophysical properties. This would reduce the required computational cost.

The comparison with the experimental results from the DCS, along with the approximations that have been carried out, have made it possible to successfully validate the computational model for the most representative thermal powers, which in turn, will contribute to the safety analysis regarding high-burnup fuels and help optimize in the near future the design of new containers.

**Keywords:** Energy, Spent nuclear fuel, Dry storage cask, Porous media, CFD simulation





# ÍNDICE DE CONTENIDOS

<b>AGRADECIMIENTOS .....</b>	<b>III</b>
<b>RESUMEN.....</b>	<b>V</b>
<b>ABSTRACT.....</b>	<b>VII</b>
<b>ÍNDICE DE CONTENIDOS.....</b>	<b>IX</b>
<b>ÍNDICE DE FIGURAS.....</b>	<b>XI</b>
<b>ÍNDICE DE TABLAS.....</b>	<b>XV</b>
<b>1. INTRODUCCIÓN .....</b>	<b>1</b>
1.1 MARCO REGULADOR Y ENTORNO SOCIO-ECONÓMICO .....	4
1.1.1 Marco regulador .....	4
1.1.2 Marco socio-económico .....	4
<b>2. ENERGÍA NUCLEAR .....</b>	<b>7</b>
2.1 ANTECEDENTES GENERALES .....	7
2.1.1 El uranio y la fisión nuclear .....	7
2.1.2 Estructuras de combustible .....	10
2.1.3 Ciclo del combustible nuclear .....	12
2.1.4 Calor de decaimiento.....	13
2.1.5 Tecnologías de almacenamiento.....	13
2.2 CONTENEDORES DE ALMACENAMIENTO EN SECO .....	16
<b>3. ESTADO DEL ARTE.....</b>	<b>19</b>
3.1 EXPERIMENTOS .....	19
3.2 MODELOS CFD .....	21
<b>4. DESCRIPCIÓN DEL EXPERIMENTO .....</b>	<b>25</b>
4.1 CONSTRUCCIÓN GENERAL DEL DCS.....	25
4.2 MATERIALES, MEDIDAS Y PROPIEDADES .....	29
4.3 INSTRUMENTACIÓN .....	34
4.3.1 Termopares.....	34
4.3.2 Anemómetros .....	36
4.3.3 Control de presión.....	36
4.3.4 Control de potencia .....	36
<b>5. MODELADO/ANÁLISIS NUMÉRICO .....</b>	<b>39</b>
5.1 HIPÓTESIS Y APROXIMACIONES .....	39
5.2 APROXIMACIÓN AL MODELO POROSO .....	41
5.2.1 Conductividad térmica equivalente .....	42
5.2.1.1 Conductividad axial equivalente.....	42
5.2.1.2 Conductividad radial equivalente .....	45
5.2.2 Densidad equivalente .....	51
5.2.3 Calor específico equivalente.....	52
5.2.4 Pérdida de carga equivalente.....	53
5.2.5 Porosidad .....	57
5.3 PROCEDIMIENTOS .....	57
5.3.1 Análisis preliminar .....	58
5.3.2 Geometría.....	64
5.3.3 Discretización espacial.....	65
5.3.4 Resolución numérica .....	71

5.3.4.1 Aproximaciones físicas.....	72
5.3.4.2 Aproximaciones numéricas .....	78
5.3.5 Verificación .....	79
5.3.6 Validación.....	84
<b>6. RESULTADOS Y DISCUSIÓN.....</b>	<b>85</b>
6.1 VALIDACIÓN DEL MODELO .....	85
6.2 VERIFICACIÓN DE CONSISTENCIA .....	96
<b>7. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES .....</b>	<b>101</b>
<b>GLOSARIO .....</b>	<b>105</b>
<b>NOMENCLATURA.....</b>	<b>107</b>
<b>ANEXOS .....</b>	<b>111</b>
ANEXO A. INTRODUCCIÓN .....	111
A.1 Contenedores de almacenamiento en seco.....	111
ANEXO B. DESCRIPCIÓN DEL EXPERIMENTO .....	113
B.1 Construcción general del DCS.....	113
B.2 Materiales, medidas y propiedades .....	113
B.3 Instrumentación.....	115
ANEXO C. MODELADO/ANÁLISIS NUMÉRICO .....	119
C.1 Hipótesis y aproximaciones.....	119
C.2 Aproximación al modelo poroso.....	120
C.3 Procedimientos.....	124
C.4 Resolución numérica .....	131
ANEXO D. RESULTADOS Y DISCUSIÓN.....	135
D.1 Análisis de sensibilidad: Incertidumbres de modelado .....	135
D.2 Incertidumbres de la medida.....	137
D.3 Análisis de sensibilidad: Incertidumbre de las condiciones de contorno.....	139
<b>REFERENCIAS.....</b>	<b>143</b>

## ÍNDICE DE FIGURAS

FIGURA 1. FISIÓN NUCLEAR [RECUPERADO DE ENERGÍA-NUCLEAR.NET].....	8
FIGURA 2. REACCIÓN EN CADENA [RECUPERADO DE ENERGÍA-NUCLEAR.NET] .....	8
FIGURA 3. ETAPAS PARA LA OBTENCIÓN DEL COMBUSTIBLE NUCLEAR A PARTIR DEL URANIO [RECUPERADO DE FORO NUCLEAR] .....	9
FIGURA 4. BARRAS Y ELEMENTO COMBUSTIBLE [RECUPERADO DE SNE].....	10
FIGURA 5. REACTOR DE AGUA A PRESIÓN (PWR) [RECUPERADO DE NRC] .....	11
FIGURA 6. REACTOR DE AGUA EN EBULLICIÓN (BWR)[RECUPERADO DE NRC].....	11
FIGURA 7. CICLO DEL COMBUSTIBLE NUCLEAR [RECUPERADO DE DYNA-ENERGÍA.COM] .....	13
FIGURA 8. ALMACENAMIENTO EN PISCINA [RECUPERADO DE SEMINARIO FRANCISCO FERIA] .....	14
FIGURA 9. CONTENEDOR DE HORMIGÓN (IZDA) Y CONTENEDORES METÁLICOS (DRCHA) [RECUPERADO DE HTTP://WWW.IHI.CO.JP].....	14
FIGURA 10. TECNOLOGÍA DE ALMACENAMIENTO EN BÓVEDA [RECUPERADO DE ENRESA].....	15
FIGURA 11. ALMACENAMIENTO GEOLÓGICO PROFUNDO [RECUPERADO DE NWMO] .....	15
FIGURA 12. ENSAMBLAJE DE UN CONTENEDOR DE HORMIGÓN .....	16
FIGURA 13. SECCIÓN LONGITUDINAL DEL MODELO CONCEPTUAL DE CONTENEDOR DE HORMIGÓN [RECUPERADO DE INFORME INTERNO CIEMAT] .....	17
FIGURA 14. CYLINDRICAL BOILING TEST FACILITY [RECUPERADO DE SNL] .....	26
FIGURA 15. SECCIÓN HORIZONTAL DEL ELEMENTO COMBUSTIBLE .....	26
FIGURA 16. MOVIMIENTO CIRCULATORIO DEL HELIO, PARTE SUPERIOR (IZQDA.) Y PARTE INFERIOR (DRCHA) [RECUPERADO DE SNL] .....	27
FIGURA 17. SECCIÓN HORIZONTAL DCS [RECUPERADO DE SNL] .....	28
FIGURA 18. PANAL DEL CONDUCTO DE ENTRADA DEL AIRE [RECUPERADO DE SNL].....	28
FIGURA 19. DISEÑO DEL DCS MOSTRANDO EL RECORRIDO DEL FLUJO DE AIRE Y HELIO. POR DEBAJO, EL TUBO REDUCTOR [RECUPERADO DE SNL] .....	29
FIGURA 20. SENSOR TERMOPAR ACOPLADO A LA SUPERFICIE MEDIANTE UNA TIRA DE CROMO [RECUPERADO DE SNL] .....	34
FIGURA 21. NOMENCLATURA SENSORES SANDIA .....	35
FIGURA 22. LOCALIZACIÓN DEL TERMOPAR LANZA [RECUPERADO DE SNL] .....	35
FIGURA 23. SENSOR ANEMÓMETRO (IZDA) Y SU LOCALIZACIÓN (DRCHA) [RECUPERADO DE SNL] .....	36
FIGURA 24. SISTEMA DE CONTROL DE POTENCIA [RECUPERADO DE SNL].....	37
FIGURA 25. VISTA DE PLANTA DE LA GEOMETRÍA DE 1/8.....	40
FIGURA 26. APROXIMACIÓN A MODELO POROSO.....	41
FIGURA 27. REGIONALIZACIÓN DEL ELEMENTO COMBUSTIBLE.....	42
FIGURA 28. CIRCUITO DE RESISTENCIA ELÉCTRICAS (DIRECCIÓN AXIAL).....	43
FIGURA 29. DOMINIO DEL HE DENTRO DEL ELEMENTO COMBUSTIBLE (ROSA) [RECUPERADO DE SNL] .....	43
FIGURA 30. ILUSTRACIÓN PARALELEPÍPEDO INFINITO .....	46
FIGURA 31. ZOOM SECCIÓN TRANSVERSAL 2x2 MOSTRANDO DE MANERA ILUSTRATIVA EL DH .....	54
FIGURA 32. MÓDULOS DE ANSYS FLUENT .....	58
FIGURA 33. GEOMETRÍA COMPLETA DE LA INSTALACIÓN EXPERIMENTAL (IZQDA) JUNTO CON GEOMETRÍA A 1/8 (DRCHA) .....	64
FIGURA 34. MALLADO DEL DCS, MOSTRANDO LA PARTE SUPERIOR (IZQDA) E INFEIOR (DRCHA).....	65
FIGURA 35. EJEMPLO DE MALLADO TETRAÉDRICO [RECUPERADO DE ANSYS].....	66
FIGURA 36. EJEMPLO DE MALLADO HEXAÉDRICO [RECUPERADO DE ANSYS] .....	66
FIGURA 37. EJEMPLO DE MALLADO POR BARRIDO (PRIMER SÓLIDO) Y TETRAÉDRICO (SEGUNDO SÓLIDO) [RECUPERADO DE ANSYS].....	67
FIGURA 38. ILUSTRACIÓN DE LOS MÉTODOS DE MALLADO USADO EN LOS DISTINTOS ELEMENTOS .....	67
FIGURA 39. ANÁLISIS CALIDAD DE LA MALLA: RELACIÓN DE ASPECTOS.....	68
FIGURA 40. ANÁLISIS CALIDAD DE LA MALLA: CALIDAD ORTOGONAL.....	68
FIGURA 41. ANÁLISIS CALIDAD DE LA MALLA: DISTORSIÓN ANGULAR .....	69
FIGURA 42. ANÁLISIS CALIDAD DE LA MALLA: DISTORSIÓN VOLUMÉTRICA.....	69
FIGURA 43. ILUSTRACIÓN DE LA DIVISIÓN DE UNA CELDA EN EL PROCESO DE REFINAMIENTO DE UNA MALLA .....	70

FIGURA 44. DISTRIBUCIÓN RADIAL DE TEMPERATURAS PARA LA MALLA NORMAL Y REFINADA .....	70
FIGURA 45. ESQUEMA DE LOS MODELOS DE TURBULENCIA [RECUPERADO DE COMPUTATIONALFLUIDDYNAMICS FOR ENGINEERS] .....	73
FIGURA 46. UDF PARA EL CÁLCULO DE LA DENSIDAD DEL HE .....	76
FIGURA 47. UDF PARA EL CÁLCULO DE LA EMISIVIDAD DEL CANAL.....	77
FIGURA 48. UDF PARA EL CÁLCULO DE LOS COEFICIENTES CONVECTIVOS DE LAS PAREDES EXTERIORES (VERTICALES Y HORIZONTALES).....	78
FIGURA 49. DISTRIBUCIÓN RADIAL DE TEMPERATURAS (Y=3.194 M) .....	79
FIGURA 50. PERFIL DE TEMPERATURA EN UNA SECCIÓN A UNA ALTURA DE 3.194 M .....	80
FIGURA 51. VECTORES DE VELOCIDAD DEL AIRE EN LA ENTRADA (IZQDA) Y EN EL TRAMO CENTRAL (DRCHA).....	81
FIGURA 52. VECTOR DE VELOCIDAD DEL AIRE EN LA SALIDA .....	81
FIGURA 53. VECTORES DE VELOCIDAD DEL HELIO EN LA PARTE SUPERIOR DEL EC (IZQDA) Y EN EL TRAMO CENTRAL (DRCHA).....	82
FIGURA 54. VECTORES DE VELOCIDAD DEL HELIO EN LA PARTE INFERIOR DEL EC.....	82
FIGURA 55. VELOCIDAD DEL HE Y AIRE EN UNA SECCIÓN A 3.194 M.....	83
FIGURA 56. TRAYECTORIAS SEGUIDAS POR LOS FLUIDOS EN LA PARTE INFERIOR (IZQDA) Y SUPERIOR (DRCHA) DEL DCS MOSTRANDO EN COLOR EL MÓDULO DE LA VELOCIDAD. ....	83
FIGURA 57. TRAYECTORIAS SEGUIDAS POR LOS FLUIDOS EN LA PARTE INFERIOR (IZQDA) Y SUPERIOR (DRCHA) DEL DCS MOSTRANDO EN COLOR EL VALOR DE LA TEMPERATURA. ....	84
FIGURA 58. ESQUEMA ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DEL MODELO E INCERTIDUMBRES DE MEDIDA.....	87
FIGURA 59. CONDUCTIVIDAD RADIAL VS TEMPERATURA DEL CANAL (EC INF). POTENCIA:2.5 kW, P:1 BAR .....	88
FIGURA 60. ESQUEMA MOSTRANDO LOS PASOS SEGUIDOS EN EL ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD (INCERTIDUMBRE DEL MODELO) .....	88
FIGURA 61. ILUSTRACIÓN DE LA SIMPLIFICACIÓN DE LAS BANDAS DE ERROR EN MODELO CFD .....	89
FIGURA 62. GRÁFICA DE LA TEMPERATURA VS POSICIÓN RADIAL. CASO 3 (P=1 BAR; Q=0.5 kW).....	90
FIGURA 63. GRÁFICA DE LA TEMPERATURA VS POSICIÓN RADIAL. CASO 5 (P=1 BAR; Q=2.5 kW).....	91
FIGURA 64. GRÁFICA DE LA TEMPERATURA VS POSICIÓN RADIAL. CASO 6 (P=1 BAR; Q=5 kW).....	91
FIGURA 65. DIVERGENCIAS DE T (ABS [TF-TS]) EN FUNCIÓN DE LA POTENCIA (P=1 BAR) .....	92
FIGURA 66. GRÁFICA DE LA TEMPERATURA VS POSICIÓN RADIAL. CASO 7 (P=4.5 BAR; Q=0.5 kW).....	93
FIGURA 67. GRÁFICA DE LA TEMPERATURA VS POSICIÓN RADIAL. CASO 9 (P=4.5 BAR; Q=2.5 kW).....	93
FIGURA 68. GRÁFICA DE LA TEMPERATURA VS POSICIÓN RADIAL. CASO 10 (P=4.5 BAR; Q=5 kW).....	94
FIGURA 69. DIVERGENCIAS DE T (ABS [TF-TS]) EN FUNCIÓN DE LA POTENCIA (P=4.5 BAR) .....	95
FIGURA 70. PERFILES DE T PARA LOS CASOS DE P=1 BAR (CASOS 3,5 Y 6) .....	97
FIGURA 71. PERFILES DE T PARA LOS CASOS DE P=4.5 BAR (CASOS 7,9 Y 10) .....	97
FIGURA 72. PERFILES DE V PARA LOS CASOS DE P=1 BAR (CASOS 3,5 Y 6) .....	98
FIGURA 73. PERFILES DE V PARA LOS CASOS DE P=4.5 BAR (CASOS 7,9 Y 10) .....	98
FIGURA 74. ESTRUCTURA DEL BASTIDOR [RECUPERADO DE POWERMAG.COM].....	111
FIGURA 75. ESCENARIO DE INTERCAMBIO DE CALOR EN UNA SECCIÓN DE CONTENEDOR DE HORMIGÓN .....	111
FIGURA 76. DISEÑO DE ELEMENTO COMBUSTIBLE BWR 9x9 [RECUPERADO DE SNL] .....	113
FIGURA 77. ELEMENTO COMBUSTIBLE MOSTRANDO LA LOCALIZACIÓN DE LOS TERMOPARES A) AXIALMENTE Y B) RADIALMENTE [RECUPERADO DE SNL] .....	116
FIGURA 78. CANAL MOSTRANDO LA LOCALIZACIÓN DE LOS TERMOPARES [RECUPERADO DE SNL].....	116
FIGURA 79. BASTIDOR MOSTRANDO LA LOCALIZACIÓN DE LOS TERMOPARES [RECUPERADO DE SNL].....	117
FIGURA 80. CÁPSULA (MPC) MOSTRANDO LA LOCALIZACIÓN DE LOS TERMOPARES [RECUPERADO DE SNL] ....	117
FIGURA 81. BLINDAJE MOSTRANDO LA LOCALIZACIÓN DE LOS TERMOPARES [RECUPERADO DE SNL] .....	118
FIGURA 82. VISTA EN ISOMÉTRICO DE LA SIMETRÍA 1/8.....	119
FIGURA 83. GEOMETRÍA DEL ELEMENTO COMBUSTIBLE MOSTRANDO LAS 4 DIVISIONES REALIZADAS .....	126
FIGURA 84. GEOMETRÍA DEL CANAL.....	126
FIGURA 85. GEOMETRÍA DEL BASTIDOR.....	127
FIGURA 86. GEOMETRÍA DE LA CÁPSULA (IZQDA) Y BLINDAJE & AISLANTE (GEOMETRÍA SIMILAR, DRCHA).....	127
FIGURA 87. GEOMETRÍA DE LOS CONDUCTOS DE AIRE (IZDA) JUNTO CON EL PANAL (DRCHA) .....	128
FIGURA 88. MALLADO DEL ELEMENTO COMBUSTIBLE (REGIÓN 2 Y 3).....	128
FIGURA 89. MALLADO DE LOS VOLUMENES DE HELIO .....	129

FIGURA 90. MALLADO DEL BASTIDOR Y LA CÁPSULA .....	129
FIGURA 91. MALLADO DE LAS REGIONES OCUPADAS POR EL AIRE. A LA IZQUIERDA, EL AIRE ENCERRADO ENTRE CÁPSULA Y BLINDAJE. A LA DERECHA, EL AIRE EN EL CONDUCTO DE ENTRADA. ....	130
FIGURA 92. MALLADO DEL BLINDAJE Y LA CAPA DE AISLANTE. ....	130
FIGURA 93. MALLADO DEL PANAL DE ENTRADA DE AIRE (IZQDA) Y LAS TAPAS SUPERIOR E INFERIOR (CENTRO Y DRCHA). ....	130
FIGURA 94. GRÁFICA DE LA EMISIVIDAD VS ALTURA DEL CANAL .....	131
FIGURA 95. REGRESIÓN POLINÓMICA DE LA CURVA EMISIVIDAD VS ALTURA DEL CANAL.....	131
FIGURA 96. GRÁFICO H VS TPARED Y REGRESIÓN POLINÓMICA (GRADO 3) EN PARED VERTICAL.....	133



## ÍNDICE DE TABLAS

TABLA 1. COSTES DE MATERIAL .....	5
TABLA 2. COSTES DE INGENIERÍA .....	5
TABLA 3. PROPIEDADES MGO .....	30
TABLA 4. PROPIEDADES UO <sub>2</sub> .....	30
TABLA 5. PROPIEDADES INCONEL 800 .....	30
TABLA 6. COMPARATIVA CAPACIDADES CALORÍFICAS INCONEL800 & ZIRCALOY-2 .....	31
TABLA 7. PROPIEDADES ZIRCALOY-2 .....	31
TABLA 8. PROPIEDADES ACERO AL CARBONO .....	32
TABLA 9. PROPIEDADES DEL POLICARBONATO A TAMB (300 K).....	32
TABLA 10. PROPIEDADES DE LA LANA DE ROCA .....	32
TABLA 11. PROPIEDADES DEL AIRE A 0.83 BAR .....	33
TABLA 12. PROPIEDADES DEL HE A 1 BAR .....	33
TABLA 13. PROPIEDADES DEL HE A 4.5 BAR .....	33
TABLA 14. CONDUCTIVIDAD DE LOS DISTINTOS ELEMENTOS W/mK .....	44
TABLA 15. COCIENTE DE ÁREAS EN LA PARTE SUPERIOR E INFERIOR DEL EC (CON CANAL) .....	44
TABLA 16. CONDUCTIVIDAD EQUIVALENTE EN LA DIRECCIÓN AXIAL.....	45
TABLA 17. CÁLCULO DEL VOLUMEN ACTIVO (BARRAS CORTAS).....	48
TABLA 18. CÁLCULO DEL VOLUMEN ACTIVO (BARRAS LARGAS).....	48
TABLA 19. DIÁMETRO INTERIOR DE BARRAS Y NÚMERO TOTAL DE BARRAS CORTAS Y LARGAS .....	48
TABLA 20. ÁREA Y VOLUMEN ACTIVO TOTALES.....	48
TABLA 21. CÁLCULO DE LA POTENCIA VOLUMÉTRICA .....	49
TABLA 22. CÁLCULO DE LOS VOLÚMENES ACTIVOS SUPERIORES E INFERIORES DEL EC .....	49
TABLA 23. CÁLCULO DE LA POTENCIA CORRESPONDIENTE A LA ZONA INF Y SUP DEL EC.....	49
TABLA 24. RESULTADOS DE LA TMAX OBTENIDA EN ANSYS EN EL EC INFERIOR Y SUPERIOR.....	50
TABLA 25. CÁLCULO DE LA CONDUCTIVIDAD EQUIVALENTE EN LA DIRECCIÓN RADIAL .....	51
TABLA 26. DENSIDAD DE LOS DISTINTOS ELEMENTOS [KG/M <sup>3</sup> ] .....	51
TABLA 27 COCIENTE DE ÁREAS EN LA PARTE SUPERIOR E INFERIOR DEL EC (SIN CANAL) .....	52
TABLA 28. CÁLCULO DE LA DENSIDAD EQUIVALENTE .....	52
TABLA 29. CALOR ESPECÍFICO DE LOS DISTINTOS ELEMENTOS [J/KGK].....	53
TABLA 30. CÁLCULO DEL CALOR ESPECÍFICO EQUIVALENTE .....	53
TABLA 31. DATOS GEOMÉTRICOS PARA EL CÁLCULO DEL DH .....	56
TABLA 32. CÁLCULO DEL DH.....	56
TABLA 33. CÁLCULO DEL PARÁMETRO DE RESISTENCIA VISCOSO D .....	56
TABLA 34. CÁLCULO DE LA POROSIDAD DEL ELEMENTO COMBUSTIBLE .....	57
TABLA 35. RESULTADOS DE TEMPERATURAS EN EL MODELO “FLUENT”. P=1 BAR .....	86
TABLA 36. RESULTADOS DE TEMPERATURAS EN EL MODELO “FLUENT”. P=4.5 BAR .....	86
TABLA 37. TABLA RESUMEN PROCESO DE VALIDACIÓN .....	95
TABLA 38. EMISIVIDADES DEL ZIRCALOY-2 EN FUNCIÓN DE LA ALTURA DEL CANAL.....	113
TABLA 39. EMISIVIDADES DE LA LANA DE ROCA .....	114
TABLA 40. MEDIDAS ELEMENTOS DCS .....	115
TABLA 41. LISTA DE SENSORES TERMOPARES CON DOCUMENTACIÓN EXPERIMENTAL .....	118
TABLA 42. EC INFERIOR (IZDA) Y SUPERIOR (DRCHA) .....	122
TABLA 43. MALLADO DEL EC. SIMETRÍA 1/4 .....	123
TABLA 44. DATOS EXPERIMENTALES SANDIA (PHE=0.003 BAR).....	124
TABLA 45. DATOS EXPERIMENTALES SANDIA (PHE=1 BAR).....	124
TABLA 46. DATOS EXPERIMENTALES SANDIA (PHE=4.5 BAR).....	125
TABLA 47. DATOS EXPERIMENTALES SANDIA (PHE=8 BAR).....	125
TABLA 48. CÁLCULO DE H CONVECTIVO (APROXIMACIÓN A PARED PLANA VERTICAL) .....	132
TABLA 49. CÁLCULO DE H CONVECTIVO (PARED PLANA HORIZONTAL) .....	133
TABLA 50. GRÁFICO H VS TPARED Y REGRESIÓN POLINÓMICA (GRADO 3) EN PARED HORIZONTAL .....	134

TABLA 51. CÁLCULO DE LA CONDUCTIVIDAD RADIAL MÍNIMA (EMISIVIDAD MÍNIMA) .....	135
TABLA 52. CÁLCULO DE LA CONDUCTIVIDAD RADIAL MÁXIMA (EMISIVIDAD MÁXIMA) .....	136
TABLA 53. TEMPERATURAS MÁXIMAS DEL ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD (K MÍN) .....	136
TABLA 54. TEMPERATURAS MÍNIMAS DEL ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD (K MÁX) .....	137
TABLA 55. BANDA DE ERROR EN LA INCERTIDUMBRE ASOCIADA A LAS LECTURAS DEL TERMOPAR. CASO 3 .....	137
TABLA 56. BANDA DE ERROR EN LA INCERTIDUMBRE ASOCIADA A LAS LECTURAS DEL TERMOPAR. CASO 5 .....	137
TABLA 57. BANDA DE ERROR EN LA INCERTIDUMBRE ASOCIADA A LAS LECTURAS DEL TERMOPAR. CASO 6 .....	137
TABLA 58. BANDA DE ERROR EN LA INCERTIDUMBRE ASOCIADA A LAS LECTURAS DEL TERMOPAR. CASO 7 .....	138
TABLA 59. BANDA DE ERROR EN LA INCERTIDUMBRE ASOCIADA A LAS LECTURAS DEL TERMOPAR. CASO 9 .....	138
TABLA 60. BANDA DE ERROR EN LA INCERTIDUMBRE ASOCIADA A LAS LECTURAS DEL TERMOPAR. CASO 10 .....	138
TABLA 61. TEMPERATURAS MÁXIMAS (QMÁX) Y MÍNIMAS (QMÍN) OBTENIDAS EN EL ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DE LA INCERTIDUMBRE DEL POTENCIÓMETRO (TABLA IZQDA.) Y CÁLCULO DE BANDA DE ERROR (TABLA DRCHA). CASO 3 .....	139
TABLA 62. TEMPERATURAS MÁXIMAS (QMÁX) Y MÍNIMAS (QMÍN) OBTENIDAS EN EL ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DE LA INCERTIDUMBRE DEL POTENCIÓMETRO (TABLA IZQDA.) Y CÁLCULO DE BANDA DE ERROR (TABLA DRCHA). CASO 5 .....	140
TABLA 63. TEMPERATURAS MÁXIMAS (QMÁX) Y MÍNIMAS (QMÍN) OBTENIDAS EN EL ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DE LA INCERTIDUMBRE DEL POTENCIÓMETRO (TABLA IZQDA.) Y CÁLCULO DE BANDA DE ERROR (TABLA DRCHA). CASO 6 .....	140
TABLA 64. TEMPERATURAS MÁXIMAS (QMÁX) Y MÍNIMAS (QMÍN) OBTENIDAS EN EL ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DE LA INCERTIDUMBRE DEL POTENCIÓMETRO (TABLA IZQDA.) Y CÁLCULO DE BANDA DE ERROR (TABLA DRCHA). CASO 7 .....	141
TABLA 65. TEMPERATURAS MÁXIMAS (QMÁX) Y MÍNIMAS (QMÍN) OBTENIDAS EN EL ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DE LA INCERTIDUMBRE DEL POTENCIÓMETRO (TABLA IZQDA.) Y CÁLCULO DE BANDA DE ERROR (TABLA DRCHA). CASO 9 .....	141
TABLA 66. TEMPERATURAS MÁXIMAS (QMÁX) Y MÍNIMAS (QMÍN) OBTENIDAS EN EL ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DE LA INCERTIDUMBRE DEL POTENCIÓMETRO (TABLA IZQDA.) Y CÁLCULO DE BANDA DE ERROR (TABLA DRCHA). CASO 10 .....	142



# 1. Introducción

---

Uno de los procedimientos que ha seguido la sociedad occidental para la obtención de energía eléctrica desde mediados del s.XX es la fisión nuclear. Este procedimiento se basa en reacciones nucleares. Dado que no todo el combustible es consumido en los reactores, hay un remanente que es todavía capaz de seguir generando energía que tecnológicamente resulta no aprovechable y que es necesario mantener controlado. Distintas metodologías, que se explicarán más adelante, se utilizan para almacenar y garantizar la integridad del combustible nuclear posteriormente a su utilización en los reactores nucleares. Este almacenamiento tiene como fin, el evitar la fuga de emisiones radiológicas que resultan peligrosas para la sociedad y el medio ambiente. Debido a este problema, se hace necesario conocer el estado del combustible durante esta etapa.

En este contexto, el estudio de la termofluidodinámica presente en los sistemas de almacenamiento resulta un aspecto importante a tener en cuenta para garantizar la seguridad del combustible. Sin embargo, las estrictas normas de seguridad a las que se encuentran sometidos los sistemas de almacenamiento dificultan el llevar a cabo mediciones directas en su interior. El motivo es el riesgo a comprometer dicha seguridad, lo que obstaculiza consecuentemente el análisis del estado del combustible y supone un importante desembolso económico. Es por ello, que, ante estas dificultades, surge la necesidad de utilizar códigos de simulación CFD (“Computational Fluid Dynamics”), que una vez validados, representen de la manera más fiel posible el escenario real descrito.

Por ende, la motivación de este proyecto se enmarca en la necesidad de acreditar modelos computacionales termofluidodinámicos a través de la comparación con datos experimentales representativos del combustible en condiciones de almacenamiento en vía seca (concepto que será explicado en el capítulo siguiente en el apartado de tecnologías de almacenamiento). Dicha comparación, realizada en términos de temperatura, apoyaría la utilización de tal modelo como herramienta predictiva indirecta para garantizar la integridad del combustible,

puesto que existen umbrales térmicos por debajo de los cuales es posible garantizarla. En los llamados códigos CFD esto hace referencia al proceso de validación, que una vez cumplido, nos asegura que los resultados obtenidos a través de dichas herramientas se asemejan con poco margen del error a la realidad.

Tales comparaciones suelen establecerse en marcos internacionales que amparan y definen los experimentos a realizar, e incluyen tanto a los reguladores de los diversos países como a la industria que está obligada a cumplir las normas establecidas de seguridad.

Hasta la fecha se han realizado estudios similares, que mediante códigos computacionales analizan el comportamiento y estado del combustible, pero siempre bajo simulaciones de contenedores de bajo quemado (ver capítulo 2: Calor de decaimiento), que eran los únicos de los que se disponía de datos experimentales. En estas condiciones, se demostró que se podía almacenar el combustible en condiciones seguras. Actualmente, con el objeto de sacar más rendimiento de este, se ha ido aumentando el grado de quemado que tiene lugar en el reactor. No obstante, en estas nuevas condiciones de alto quemado no se sabe todavía a ciencia cierta si es posible garantizar el buen estado del combustible durante el almacenamiento, de manera que la investigación presente está dirigida hacia este tipo de combustibles. Cabe destacar, además, que las simulaciones llevadas a cabo hasta el momento se han centrado en modelados detallados de los elementos que componen estas instalaciones, lo que, pese a ser una representación más realista, conlleva un gran coste computacional.

Recientemente, mediante la disponibilidad de resultados obtenidos en una instalación experimental americana ha sido posible el aplicar técnicas de simulación para desarrollar un modelo computacional en condiciones de alto quemado, lo que permite proceder a su validación bajo un abanico de presiones y potencias al que se ha tenido acceso. En caso de logarse dicha validación, el modelo serviría como herramienta para el estudio de la seguridad de los residuos nucleares en condiciones de quemados superiores, que como se ha dicho, es objetivo de la investigación actual. La novedad del proyecto se basa, además, en el hecho de haber llevado a cabo la realización de un novedoso modelado, que pretende ser equivalente al de un sistema detallado, y que supone un ahorro en tiempo de computación importante.

Por tanto, el objetivo que se pretende alcanzar al final del desarrollo del proyecto consiste en demostrar que el modelo desarrollado en el CIEMAT, basado en la idealización de los elementos combustibles (ensamblaje que confina las barras de combustible) como medios porosos de conductividad térmica y pérdida de carga adecuada, simulado bajo el código computacional ANSYS Fluent, es capaz de predecir un comportamiento térmico representativo al del combustible de alto quemado durante su fase de almacenamiento. En la validación de este modelo computacional, se ha contado con los resultados empíricos ofrecidos por una instalación experimental prototípica, que recibe el nombre de “Dry Cask Simulator” (DCS), testada en el Laboratorio Nacional de Sandia (SNL) americano. El proyecto, por tanto, contribuiría, una vez realizado, al estudio del combustible bajo las líneas de investigación presentes.

Estos análisis tienen relación con iniciativas internacionales que están siendo realizadas en el marco del proyecto ESCP-Fase I (“Extended Storage Collaborative Program”) impulsado

por el instituto EPRI (“Electric Power Research Institute”) norteamericano y participado por un buen número de países y organizaciones.

El Trabajo Fin de Grado presentado, se ha comenzado durante la realización de las practicas externas curriculares en el CIEMAT (Centro de Investigaciones Energéticas, Medioambientales y Tecnológicas), más concretamente, dentro de la Unidad de Seguridad Nuclear perteneciente al Departamento de Energía. “El CIEMAT, es un Organismo Público de investigación adscrito al Ministerio de Ciencia, Innovación y Universidades, a través de la Secretaría General de Coordinación de Política Científica, focalizado principalmente en los ámbitos de la energía y el medio ambiente y los campos tecnológicos relacionados con ambos”.  
[1]

La memoria presentada está organizada de la siguiente manera: un primer capítulo introductorio que muestra a continuación el marco regulador y entorno socio-económico del TFG. Seguido de este, un segundo capítulo describiendo los conceptos técnicos de la energía nuclear que se consideran relevantes para el seguimiento del informe y, consecuente comprensión del objetivo establecido por este. El tercer capítulo, tratará sobre el estado del arte de las instalaciones experimentales y simulaciones con códigos CFD realizados hasta el momento. En el cuarto capítulo, se describe el modelo experimental americano llevado a simulación. En el quinto capítulo, se explican las hipótesis y aproximaciones realizadas y los procedimientos seguidos en el proceso de simulación del modelo computacional. En cuanto al sexto capítulo, se mostrarán los resultados obtenidos con unas primeras observaciones e interpretaciones de los mismos. Por último, se expone un sexto capítulo en el cual se ofrecen unas conclusiones y recomendaciones finales.

## 1.1 Marco regulador y entorno socio-económico

### 1.1.1 Marco regulador

Los procedimientos llevados a cabo para la realización del modelo computacional se han basado en las guías de buenas prácticas (“Best Practice Guidelines”, BPG’s) publicadas por la Agencia de Energía Nuclear (“Nuclear Energy Agency”, NEA) y el Comité de Seguridad de Instalaciones Nucleares (“Committee on the Safety of Nuclear Installations”, CSNI) para simulaciones CFD orientadas a aplicaciones de seguridad nuclear. [2]

La realización del trabajo fin de grado se ampara en el convenio de cooperación educativa firmado entre la universidad Carlos III de Madrid y el CIEMAT con fecha 21 de mayo de 2010, conforme a los decretos 1845/94 del 9 de septiembre y 1497/81 del 19 de junio, por el que se regulan las prácticas académicas externas de los estudiantes universitarios, modificados por el Real Decreto 592/2014, vigente a la firma del anexo tipo C del estudiante. En cuyo artículo 9.2.g) el alumno se compromete a “Guardar confidencialidad en relación con la información interna de la entidad colaboradora y guardar secreto profesional sobre sus actividades, durante su estancia y finalizada ésta.” [3]

### 1.1.2 Marco socio-económico

#### Presupuesto del proyecto

Para realizar el presupuesto económico del proyecto se han tenido en cuenta una serie de factores, que pueden desglosarse en dos conjuntos:

- Costes de material: aquí se incluyen los costes asociados a las herramientas utilizadas para desarrollar el proyecto.
  - Coste de adquisición de un ordenador con las especificaciones de tarjeta gráfica, procesador y memoria RAM recomendadas.
  - Coste del software utilizado para la realización del proyecto (ANSYS).

Para el precio del ordenador se ha estimado un precio acorde al tiempo que se ha utilizado (coste de amortización), ya que puede usarse para próximos proyectos. El precio del PC con las características apropiadas puede rondar los 1000€, el tiempo de uso fue 7 meses y se ha considerado una vida útil de 3 años. Esto se traduce en un gasto de 200€.

$$C_a = \frac{C_{total}}{Vida\ útil} \text{ duración TFG} \quad (1)$$

En cuanto al software ANSYS, el precio anual aproximado de una de sus licencias está en torno a 9000 €/año, por lo que para un semestre de utilización que fue el tiempo invertido en él, el precio se estima a unos 4500 €.

- Costes de ingeniería: aquí se especifican los costes asociados al tiempo invertido por parte del ingeniero en sacar adelante el proyecto. Esto incluye el tiempo dedicado a la lectura de la literatura asociada, el aprendizaje en el uso del software, la realización de los cálculos necesarios, el modelado computacional y las simulaciones llevadas a cabo.

El tiempo total invertido en la realización del proyecto fue de 7 meses (febrero-agosto), trabajando en él 5 días a la semana a jornadas de 5 h/día, lo que hace un total de 130 días, o

650 h. Del tiempo total dedicado, se estima que aproximadamente un 10% del mismo ha estado invertido por parte de ingenieros senior en el aprendizaje necesario del ingeniero junior, encargado del proyecto.

Dicho esto, el precio junior se ha estimado en 25 €/h, mientras que la de un senior en torno a 75 €/h (gastos sociales no incluidos).

*Tabla 1. Costes de material*

	# Unidades	Precio (€)	Coste (€)
<b>Ordenador</b>	1	200	200
<b>Software</b>	1	4500	4500
		Coste total (€)	<b>4700</b>

*Tabla 2. Costes de ingeniería*

	Horas (h)	Precio por hora (€/h)	Coste (€)
<b>Ing. Junior</b>	585	25	14625
<b>Ing. Senior</b>	65	75	4875
		Coste total (€)	<b>19500</b>

Si, además, se incurre en otros gastos como son los gastos indirectos (aproximadamente un 15% de los costes de ingeniería, es decir, unos 2925 €) el coste total del proyecto es valorado en **27125€**.

### Impacto económico

- La modelación computacional sustituiría, una vez validada, la necesaria experimentación que demuestre que el sistema de almacenamiento es seguro. Esto supone un ahorro inestimable de recursos.
- El almacenamiento en seco supone la forma más segura y económica de almacenar combustible ya irradiado procedente del reactor. En cuanto a su seguridad, se pueden destacar los mecanismos pasivos de refrigeración que garantizan su temperatura en niveles inferiores a los 400°C, así como la fiabilidad que han demostrado estos mecanismos de almacenamiento en ciertos accidentes nucleares, como fue el caso de los accidentes de Fukushima, donde a pesar del terremoto y el tsunami que tuvieron lugar, ninguno de los contenedores de almacenamiento en seco sufrió daño alguno. En cuanto a la economía, a pesar de la inversión inicial necesaria en la construcción de los contenedores (aproximadamente 2 millones € por contenedor [4]), el sistema no supone apenas costes de mantenimiento durante las décadas siguientes.
- En particular, el resultado del proyecto será utilizado para realizar estudios finales que permitan validar el modelo propuesto en el CIEMAT en un acuerdo de colaboración con ENRESA y que será evaluado por el Consejo de Seguridad Nuclear.

### Impacto social

La finalización del TFG contribuye a los estudios sobre el comportamiento del combustible nuclear bajo las condiciones de alto quemado, con el fin de obtener información sobre la integridad del mismo y dar fiabilidad a los sistemas de almacenamiento en los que este se aloja. El certificar la seguridad de los residuos existentes y aquellos que puedan seguir generándose aportará tranquilidad a la sociedad del siglo XXI.

## 2. Energía nuclear

---

En este capítulo, se definen los conceptos básicos de la energía nuclear que se consideran importantes para el seguimiento de la memoria. En primer lugar, se describen los conceptos referidos a la fisión nuclear, el uranio como combustible, las estructuras que lo alojan, el ciclo de combustible nuclear, el concepto del calor de decaimiento y las tecnologías de almacenamiento. Debido a la especial importancia que representan sobre este proyecto los contenedores de almacenamiento en seco, se ha reservado un epígrafe para describir explícitamente estas instalaciones.

### 2.1 Antecedentes generales

#### 2.1.1 El uranio y la fisión nuclear

Por fisión nuclear del uranio entendemos la interacción núcleo-neutrón, en la cual un átomo pesado al capturar un neutrón incidente desencadena la inestabilidad de su núcleo, provocando la división de este en diversos fragmentos más ligeros llamados productos de fisión. Durante la escisión, se emiten además nuevos neutrones, rayos gamma y se liberan grandes cantidades de energía que aparece en forma de energía cinética de los productos de la reacción (los productos de fisión pueden ser distintos a los mostrados en la figura inferior).

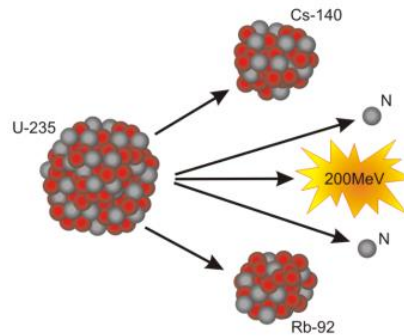


Figura 1. Fisión nuclear [Recuperado de Energía-Nuclear.net]

La suma de la masa de los fragmentos de fisión es ligeramente inferior a la masa del átomo original. Ese déficit de masa (defecto másico), correspondiente con un 0.1 % de la masa original, se ha convertido en una gran cantidad de energía, de acuerdo con la conocida ecuación de Einstein:

$$E = mc^2 \quad (2)$$

Donde  $c$  se corresponde con una constante, la de la velocidad de la luz y  $m$  con el susodicho defecto másico.

Los neutrones liberados tras la llamada primera fisión nuclear, producirán nuevas fisiones en otros núcleos, que liberarán de nuevo más neutrones (figura 4). Este efecto multiplicador se conoce como reacción en cadena, la cual, a efectos de generación de energía, deberá mantenerse en un estado controlado que nos permita proceder sin riesgo alguno. Para evitar el crecimiento exponencial de estas reacciones y la consiguiente pérdida de control, se debe limitar la probabilidad de que los neutrones interaccionen con nuevos núcleos<sup>1</sup>. Por otra parte, entre los requisitos necesarios para mantener activa la reacción en cadena, se encuentran la geometría del material de fisión y masa crítica del mismo. Esta última se define como la mínima cantidad de material fisionable que es capaz de mantener dicha reacción en proceso. [5], [6]

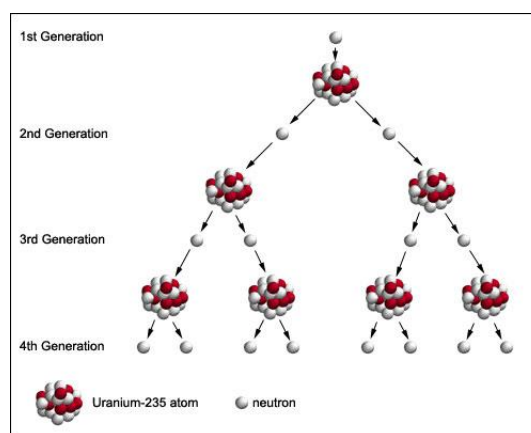


Figura 2. Reacción en cadena [Recuperado de Energía-Nuclear.net]

<sup>1</sup> Esto se consigue mediante el uso de barras de control, fabricadas con materiales que absorben el exceso de neutrones.



Parece razonable, que los elementos químicos de la tabla periódica con mayor número másico (protones + neutrones) sean, por tanto, aquellos con mayor potencial para ser fisibles, como es el caso del Uranio.

El uranio, es un elemento químico metálico perteneciente al grupo de los actínidos que se usa como combustible en los reactores nucleares. Sus isótopos más abundantes son el U-238 (baja probabilidad de fisión) y el U-235 (fisible). El uranio, antes de poder ser utilizado dentro de plantas nucleares, deberá pasar por diferentes fases de transformación desde su estado natural hasta el requerido dentro del reactor:

En una primera fase, el uranio natural es extraído a través de minería a cielo abierto o subterránea, moliéndose y compactándose para formar un polvo seco que comúnmente se conoce como “yellow cake” y que se comercializa como octaóxido de triuranio  $U_3O_8$ . A continuación, se produce la primera conversión de  $U_3O_8$  a hexafluoruro de uranio  $UF_6$  en estado gaseado, proceso necesario para que el uranio pueda ser enriquecido posteriormente. Este enriquecimiento se debe a la pequeña concentración de isótopo fisible (U-235) que posee el uranio en estado natural, y que es por tanto un proceso esencial para poder emplearlo a modo de combustible nuclear. Por lo general, el nivel de enriquecimiento requerido en los reactores nucleares es en torno al 3-5% de U-235 en el uranio, y se consigue por métodos como la difusión gaseosa o centrifugación de gases. Finalmente, se produce la segunda y última fase de conversión, en la que el  $UF_6$  gaseoso se convierte en polvo de dióxido de uranio  $UO_2$  que será compactado en forma de pastillas para su uso como combustible nuclear en el reactor.

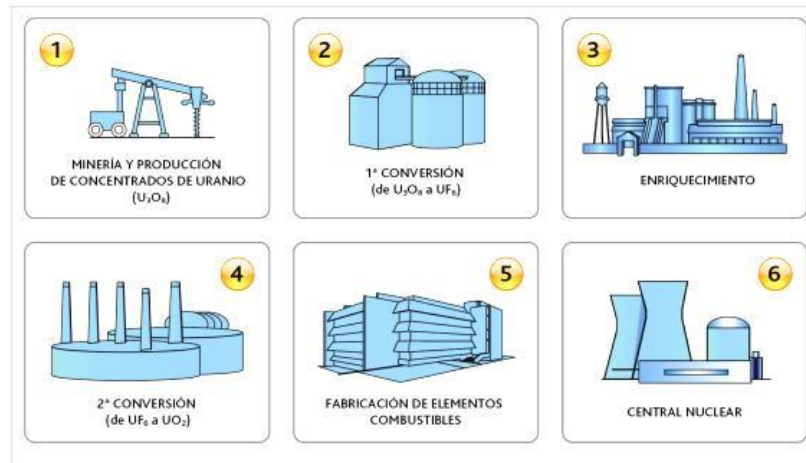


Figura 3. Etapas para la obtención del combustible nuclear a partir del uranio [Recuperado de Foro Nuclear]

Una vez explicadas las etapas para la obtención del combustible nuclear, es necesario definir dos términos que serán recurrentes durante el documento: las barras de combustible (BC) y el elemento combustible (EC). El primero, hace referencia a la primera barrera de seguridad dentro de la planta nuclear, ya que dentro de estas vainas se almacenan las pastillas de dióxido de uranio y los futuros productos de fisión o residuos tras el quemado. El elemento combustible, hace referencia al ensamblaje que almacenará una matriz de  $n \times n$  barras de combustible y que se introducirá dentro de la vasija del reactor. Mantendrá las barras a una distancia apropiada y equidistante entre ellas con el objetivo de garantizar el flujo de

refrigerante (agua) entre ellas y la correcta transferencia de calor [7]. Según el tipo de reactor, estos elementos combustibles serán de un tipo u otro, tal y como se explicará a continuación en el apartado 2.1.2.

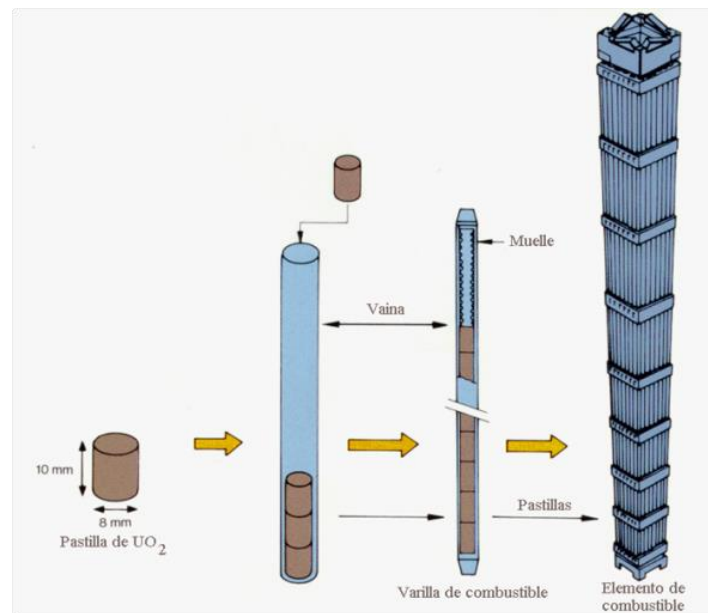


Figura 4. Barras y Elemento Combustible [Recuperado de SNE]

### 2.1.2 Estructuras de combustible

Actualmente, la energía nuclear se usa principalmente con el fin de generar energía eléctrica. El lugar donde tiene lugar este proceso es lo que comúnmente denominamos como central nuclear, que hace uso del combustible nuclear para tal fin. El más común es el dióxido de Uranio  $\text{UO}_2$  previamente enriquecido, del cual sus isótopos más utilizados son el U-235 (fisible) y U-238 (baja probabilidad de fisión).

Dentro de las plantas nucleares, las estructuras donde se llevan a cabo las reacciones controladas se denominan reactores nucleares. De manera similar a como ocurre en las centrales térmicas, se proporciona calor a una fuente de agua que nos generará un vapor que permite mover una turbina que por inducción electromagnética nos generará energía eléctrica (conversión de energía térmica en mecánica y de mecánica en eléctrica). Este calor, sin embargo, a diferencia de las mencionadas centrales térmicas, será generado por medio del proceso de fisión. [8]

La mayor parte de los reactores nucleares utilizados a nivel global, destinados a la producción de electricidad, son del tipo agua ligera, LWR ("Light Water Reactors"). Esta clase de reactores se caracterizarán por el uso principal del agua como refrigerante y

moderador<sup>2</sup>. Asimismo, dentro de los reactores del tipo LWR, se encuentran los reactores de agua en ebullición (BWR) y los reactores de agua a presión (PWR).

Los reactores PWR, hacen uso de agua presurizada dentro de su circuito primario de refrigeración. Este aumento de presión asegurará que el agua se mantenga en todo momento en estado líquido dentro de dicho circuito. A diferencia de los reactores de agua en ebullición, los PWR disponen de tres circuitos de refrigeración<sup>3</sup> que evitan que el agua irradiada sea la encargada de mover las turbinas del generador. Otra disparidad reside en el hecho de tener las barras de control situadas en la parte superior de la vasija del reactor.

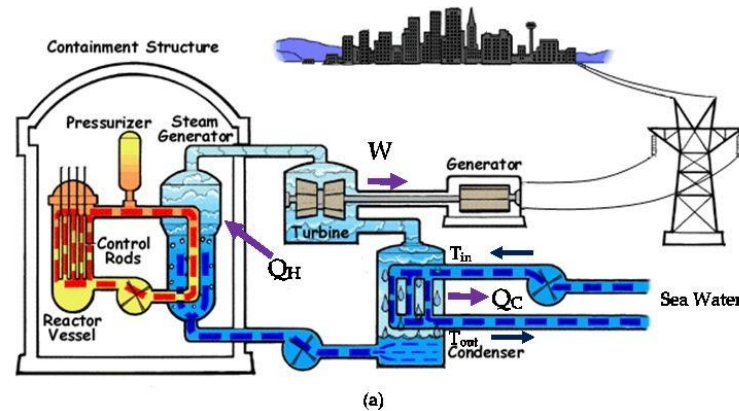


Figura 5. Reactor de agua a presión (PWR) [Recuperado de NRC]

Por su parte, los reactores BWR disponen de dos circuitos de refrigeración, es decir uno menos que en los PWR, dado que la evaporación del agua se produce directamente por contacto en el núcleo del reactor (circuito principal de refrigeración). Esta agua (contaminada) moverá las turbinas, por lo que todo el ciclo estará sometido a los efectos radiactivos. Además, las barras de control se localizan debajo de la vasija del reactor. [9]

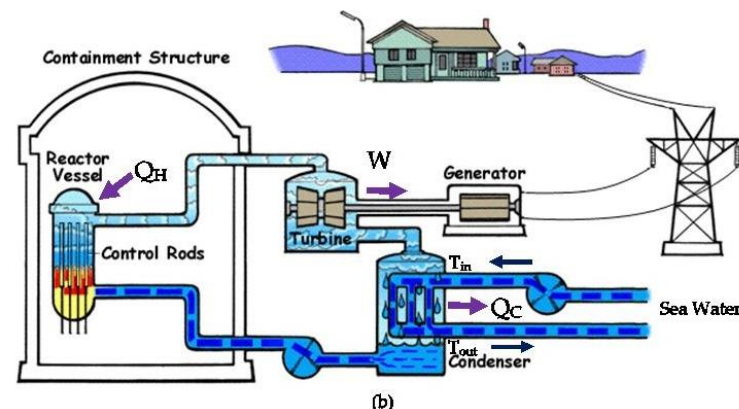


Figura 6. Reactor de agua en ebullición (BWR)[Recuperado de NRC]

<sup>2</sup> Medio que permite disminuir la velocidad de los neutrones con el fin de ayudar a conservar una reacción en cadena controlada.

<sup>3</sup> Intercambiadores de calor

Los elementos combustibles serán por tanto de tipo PWR o BWR según se utilicen en un reactor u en otro (diferentes niveles de quemado), siendo por tanto las dos estructuras de combustible disponibles en los reactores de agua ligera.

Esta última estructura de combustible BWR, es la simulada en el proyecto presentado.

### 2.1.3 Ciclo del combustible nuclear

A medida que el combustible nuclear es utilizado para obtener energía, este irá viendo reducido su material fisible, siendo de en torno a un 1 y un 1.5 % a la salida del reactor, de tal manera que será necesario llevar a cabo una sustitución del mismo. Este pequeño porcentaje supone, sin embargo, un potencial para producir un 30-40% de la energía inicial que tenía previo a su entrada en el reactor (el combustible conserva una gran capacidad energética remanente) y que es apta para poder ser reutilizada. El enriquecimiento del combustible depende del nivel de quemado al que haya sido sometido. Según se decida reutilizar o no dichos recursos energéticos contenidos en el  $\text{UO}_2$ , distinguiremos un ciclo cerrado o uno abierto:

- Ciclo abierto: la opción elegida en caso de optar por no reutilizar los recursos energéticos. En este caso, el combustible usado es etiquetado como residuo de alta actividad, ya que sigue generando una elevada potencia térmica (calor de decaimiento) y emitiendo una radiación sustancial, de tal manera que es dirigido a los sistemas de almacenamiento que podrán ser temporal intermedio o definitivo (geológico). Estos sistemas serán explicados más en detalle en el apartado 2.1.5.
- Ciclo cerrado: en caso de elegir el proceso de reelaboración del combustible nuclear tras un almacenamiento temporal con el fin de poder reutilizar el uranio y plutonio<sup>4</sup>. Es decir, se lleva a cabo la reutilización del isótopo U-235 no quemado, y la del PU-239, producido por transmutación desde el U-238 a consecuencia de los neutrones incidentes. En España, sin embargo, no se contempla el reciclaje del combustible irradiado, siendo tratado directamente como residuo nuclear. El material reelaborado se denota como MOX (Mezcla de Óxidos), que puede volver a ser utilizado en otras centrales nucleares a modo de combustible nuclear nuevamente fisible. [7]

---

<sup>4</sup> Estos dos elementos son separados de los demás productos de fisión (que pasan a ser residuos de alta actividad) antes de su reelaboración.

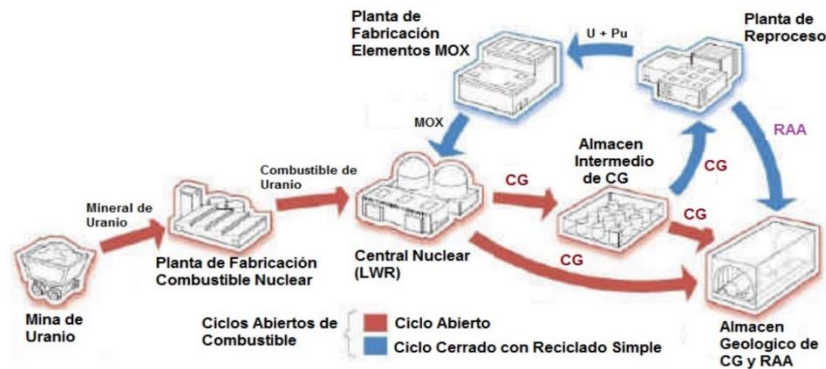


Figura 7. Ciclo del combustible nuclear [Recuperado de Dyna-Energía.com]

En la imagen superior y en el resto del informe, CG hace referencia al combustible gastado/usado/irradiado.

### 2.1.4 Calor de decaimiento

Cuando los niveles de material fisible disponibles en el combustible nuclear no son suficientes para seguir manteniendo las reacciones de fisión en cadena que produzcan las cantidades de energía deseadas, se procede tal y como se explicó en el punto 2.1.3 a su extracción del reactor y posterior tratamiento (dependiendo de la cantidad de potencia extraída del combustible, de manera previa a dicho almacenamiento, tendremos un alto o bajo quemado<sup>5</sup>). Estos residuos radiactivos seguirán emitiendo una gran cantidad de energía calorífica y radiológica debido a la desintegración de los productos de fisión. Es por ello, que se procede a su almacenamiento con el fin de reducir dicha actividad. Este calor de decaimiento será la fuente de generación de potencia en los sistemas de almacenamiento de residuos nucleares.

### 2.1.5 Tecnologías de almacenamiento

La alta actividad de los residuos contenidos en los elementos combustibles extraídos del reactor requiere de una posterior gestión que permita reducir tanto el calor generado como las emisiones gamma.

El proceso de almacenamiento podemos dividirlo en tres etapas: almacenamiento temporal, almacenamiento intermedio y almacenamiento definitivo

- Almacenamiento temporal. Comprende todas las actividades de almacenamiento hasta el reproceso o almacenamiento intermedio (ciclo abierto o cerrado) del CG. Es un almacenamiento temporal, i.e., corta duración (en torno a los 5 años) que tiene lugar en el mismo edificio del reactor, en el cual los elementos combustibles (EC) son sumergidos en piscinas dentro de un bastidor con forma de red mallada, donde cada celda alberga un EC. El principal objetivo que se busca en esta etapa es el decaimiento de la actividad de los radionúcleos de vida corta que faciliten un posterior manejo y gestión. Como

<sup>5</sup> El grado de quemado hace referencia a la relación entre la energía extraída del combustible en el reactor y la masa inicial del mismo. Se calcula como la potencia por el tiempo entre la masa de uranio. Un alto quemado ocurriría para valores superiores a los 45 GWd/tU.



consecuencia, el combustible a la salida de la piscina habrá perdido parte del calor residual inicial y podrá ser tratado como residuo para un futuro transporte y almacenamiento.



Figura 8. Almacenamiento en piscina [Recuperado de Seminario Francisco Feria]

- Almacenamiento intermedio. Puede ser de vía húmeda (se continua en piscinas) o de vía seca. Dentro de esta etapa, podemos distinguir dos tipos de almacenamientos, el temporal individualizado (ATI) que tiene lugar en las propias instalaciones de la central nuclear, y el temporal centralizado (ATC), posterior al ATI, en caso de existir, enfocado en albergar los residuos radiactivos provenientes de varias centrales nucleares.

-El almacenamiento temporal individualizado (ATI). Es un procedimiento de refrigeración de combustible que, en caso de usarse, se da de manera previa a su transporte al ATC.

En la vía seca de los ATI se dan dos tecnologías de almacenamiento: el almacenamiento en contenedores de hormigón y en contenedores metálicos, donde el medio de almacenamiento ya no es agua, si no aire o un gas inerte (e.g. Helio).



Figura 9. Contenedor de Hormigón (izda) y contenedores metálicos (drcha) [Recuperado de <http://www.ihl.co.jp>]

-El almacenamiento temporal centralizado (ATC), es un almacenamiento de larga duración (en torno a 60-100 años), que como se ha expuesto previamente, aloja los EC provenientes de las distintas centrales nucleares de un país. Las dos tecnologías de almacenamiento en vía seca que se dan en los ATC son los nichos de hormigón o bóvedas, que al igual que en los individualizados, el medio de almacenamiento es un gas inerte. En vía húmeda, el medio de almacenamiento sigue siendo el agua.

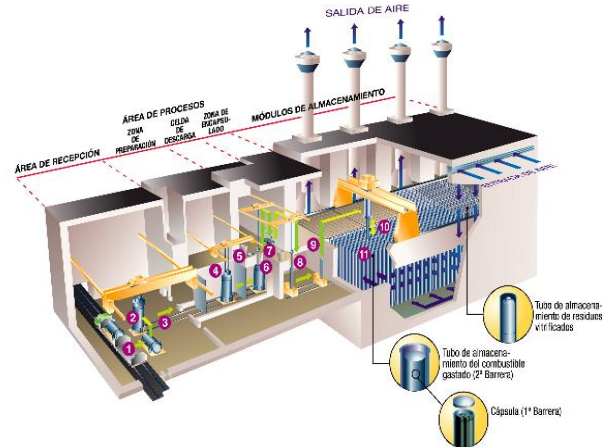


Figura 10. Tecnología de almacenamiento en bóveda [Recuperado de Enresa]

- Almacenamiento definitivo. También conocido como almacenamiento geológico profundo (AGP), se considera la solución más segura, ya que almacenan los residuos de varias centrales nucleares de manera subterránea (aproximadamente 500 m) en zonas estables sin riesgo de actividad sísmica.

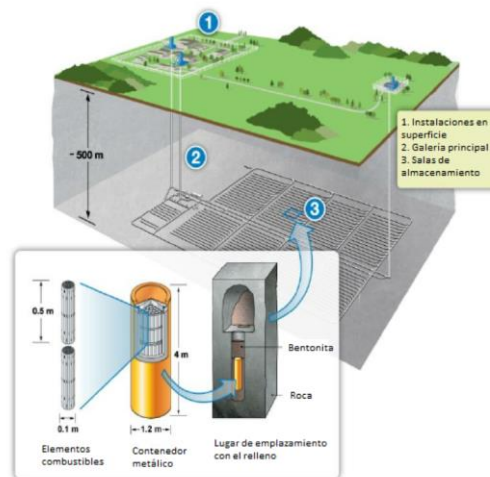


Figura 11. Almacenamiento geológico profundo [Recuperado de NWMO]

En el proyecto desarrollado, se va a realizar la simulación computacional de una instalación experimental<sup>6</sup> basada en un sistema de almacenamiento en seco de contenedor de hormigón (ATI). Por este motivo, será este tipo de tecnología de almacenamiento en la que se centrará el documento presentado. [10], [11]

<sup>6</sup> El mencionado DCS

## 2.2 Contenedores de almacenamiento en seco

La instalación experimental “Dry Cask Simulator” (DCS) imita el comportamiento de un contenedor de hormigón (sistema de almacenamiento en seco) con elementos combustibles de tipo BWR (en concreto de 68 elementos combustibles), por este motivo, es preciso llevar a cabo una pequeña descripción sobre el montaje y medios de transferencia de calor del mismo:

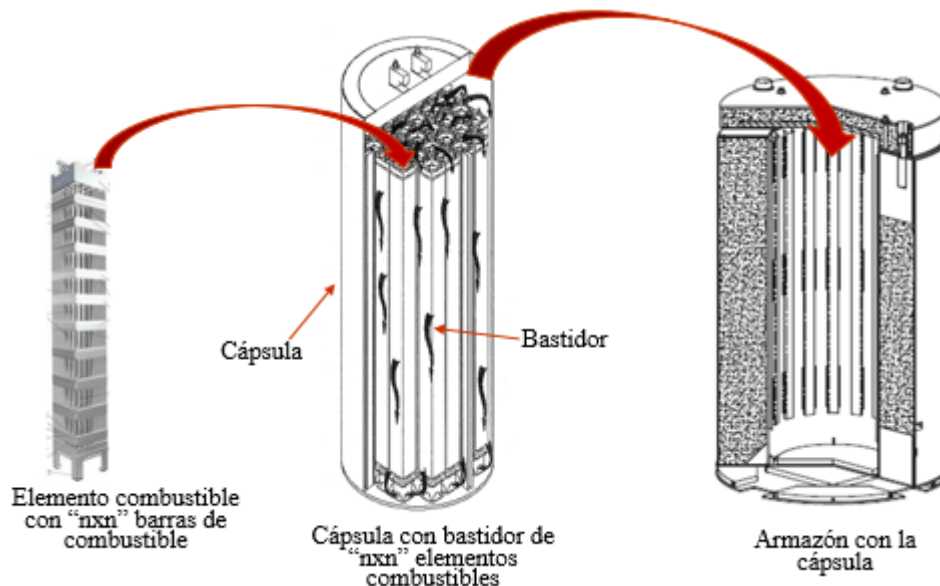


Figura 12. Ensamblaje de un contenedor de hormigón

Donde el elemento combustible está formado por un canal que alberga una matriz cuadrada de barras de combustible junto con dos barras de mayor tamaño por la que circula un fluido refrigerante (He en nuestro modelo de referencia). Por estas dos barras circulaba previamente en el reactor agua que actuaba como fluido moderador. La cápsula, también conocida como “Multi-Purpose Canister” (MPC) contiene una red a modo de funda llamada bastidor en el que se introduce una matriz cuadrada de EC (ver anexo A.1). Por otra parte, el armazón hace referencia a la capa más externa del contenedor, y que está formada por dos cilindros concéntricos de acero al carbono (blindaje) y entre medias el hormigón que hace las veces de aislante.

El contenedor dispone de unos conductos de entrada y salida de aire (ver fig.13), que intercambia calor con el He (en verde) procedente del interior de la cápsula formando un sistema que se asemeja a un intercambiador de calor de un solo paso a contracorriente con fuente interna de calor.

La fuente de calor del sistema es el calor de decaimiento  $Q_d$  generado en las barras de combustible. De tal manera que el escenario simplificado de transferencia de calor que se postula es el siguiente:



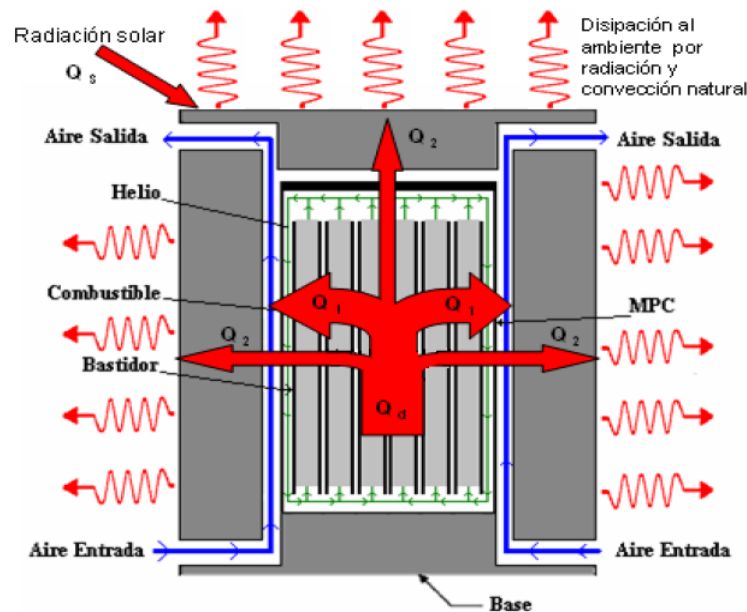


Figura 13. Sección longitudinal del modelo conceptual de contenedor de hormigón [Recuperado de informe interno CIEMAT]

El calor de decaimiento de los elementos combustibles se verá disipado por los mecanismos de convección natural, conducción y radiación. La mayor parte de este calor será disipado dentro del EC por convección natural con el He, mientras que los demás mecanismos lo harán en menor proporción. En el anexo A.1 puede observarse un esquema más detallado del escenario de intercambio de calor presente.

Dentro de la MPC, el He que es introducido a presión, absorberá parte del calor de los EC y lo intercambiará a través de la MPC con el aire procedente del exterior. El He, debido a la diferencia de densidades a las que se ve sometido, establece un ciclo de circulación natural: asciende por la región de los EC y desciende por la zona periférica (interior de las paredes del bastidor y la cápsula), transfiriendo al aire exterior, a través de la pared metálica de la cápsula, la carga térmica absorbida en su paso por el combustible. El aire por su parte ascenderá por el canal (MPC-blindaje) a medida que absorbe el calor evacuado por el He.

Además, estos sistemas de almacenamiento son pasivos, es decir, no necesitan de aporte energético para llevar a cabo la refrigeración de las barras de combustible, si no que hacen uso de mecanismo naturales.



## 3. Estado del arte

---

El estado del arte que se presenta a continuación pretende hacer un repaso histórico acerca de los diferentes experimentos (instalaciones experimentales) y simulaciones computacionales (códigos CFD) de contenedores de almacenamiento que han tenido lugar hasta la fecha.

### 3.1 Experimentos

Hubo estudios empíricos previos llevados a cabo antes del modelo experimental “Dry Cask Simulator” (DCS) sobre el que se basa el análisis computacional de este proyecto.

Las instalaciones experimentales más antiguas datan de mediados de los años 80. Por aquel entonces, se pusieron en marcha dos experimentos en escala reducida (“Small Scale”) que incluían un solo elemento combustible (“Single Assembly”) del tipo PWR calentado por medio de una matriz de 15x15 resistencias eléctricas que hacían las veces de barras de combustible. Ambos experimentos ([12], [13]) contaban con sensores del tipo termopar, difiriendo en el número del que hacían uso cada uno. Estos modelos estaban limitados por el hecho de usar una atmósfera de presión en el elemento combustible y por imponer a modo de condición de contorno una temperatura constante en la capa externa del contenedor en un intento de conseguir temperaturas prototípicas en el conjunto de barras. El dominio de simulación alcanzaba todo el cuerpo del contenedor hasta la capa exterior que era aislante.

Por las mismas fechas, también se realizaron experimentos a escala real (“Full Scale”), en concreto seis, y que contenían como ocurre en los contenedores reales, un conjunto múltiple de elementos combustible (“Multi Assembly”). En estos experimentos, se cargó el combustible irradiado en el interior de contenedores reales que se encontraban previamente

instrumentados y listos para obtener mediciones de dicho combustible. Este tipo de tests son los ideales para validar modelos, sin embargo, dado que están cargados de combustible irradiado, resulta necesario aplicar medidas de seguridad muy estrictas y económicamente muy costosas. De estos experimentos mencionados, uno de ellos se centró en el montaje BWR [14] y el resto en PWR ([15], [16], [17], [18], [19]). En todos estos estudios, los contenedores se estudiaron con un rango de presiones que oscilaban entre el vacío y los 150 kPa (1.5 bar) usando aire, nitrógeno o helio.

En el estudio BWR [14] se representaron 28 y 52 elementos BWR con una carga térmica total de 9 y 15 kW respectivamente. Estos elementos combustibles se montaron en el contenedor REA 2023.

En el primero de los experimentos PWR [15], se montaron 21 elementos PWR con una carga total de 28 kW, dentro de un contenedor Castor-V/21, de cuerpo de acero/grafito colado. En el segundo [16], se probaron 24 elementos combustibles con una carga relativamente baja de 12.6 kW, montados en el interior de un contenedor Westinghouse MC-10. En el siguiente par de estudios [17] y [18], se usaron 24 EC con potencias de 20.5 y 23 kW respectivamente, instalados dentro de una cápsula de cuerpo de acero llamada TN-24P.

Todos los experimentos mencionados fueron probados con diferentes orientaciones (vertical y horizontal). Sin embargo, fue solo en el más reciente [19] en el que se modeló como un contenedor con ventilación, utilizando el contenedor VSC-17<sup>7</sup>, prototipo de la versión VSC-24, con cuerpo de acero en la cápsula y hormigón en su pared exterior. Incluía cuatro conductos de entrada del exterior en la parte inferior y otros cuatro conductos de salida en la parte superior.

Ya en la primera década del s.XXI, se buscaba experimentos representativos donde no se necesitase combustible real, y que, igualmente, permitiesen representar la termofluidodinámica presente en los contenedores de almacenamiento. Esto traería consigo un fuerte ahorro económico, así como la eliminación del riesgo asociado al uso de combustible irradiado. Por este motivo se simulaban las barras de los elementos combustibles como barras eléctricas ([20]) que como veremos, es el acercamiento utilizado en la instalación DCS explicada más adelante. En ellos se representaron las potencias correspondientes al período inicial, medio y final de almacenamiento (22.6 kW, 16 kW y 10 kW).

Por último, se llevó a cabo la construcción de la instalación experimental “Dry Cask Simulator” (DCS), que representa un experimento escalado que hace uso de un solo elemento combustible del tipo BWR (el elemento más caliente, i.e., el más crítico), y por ende presenta un diámetro exterior menor al de un contenedor real “Multi-Assembly”, representando el conjunto de barras como un haz de barras eléctricas. El DCS se diferencia de los casos previamente descritos en diferentes aspectos. En primer lugar, la cápsula MPC fue testada con presiones de He capaces de alcanzar los 800 kPa (8 bar) con fluctuaciones de  $\pm 0.3$  kPa y potencias del conjunto de barras de hasta 5 kW. Es decir, se amplió el rango de presiones desde el vacío hasta los 8 bar. Además, se tuvo en cuenta la ventilación de la instalación a

---

<sup>7</sup> 17 elementos combustibles del tipo PWR con una carga total de 14.9 kW.

modo de condición de contorno en el diseño de la misma. Otra característica diferenciadora del DCS con respecto a estudios previos fue el hecho de representar la física más próxima a las condiciones de contorno prototípicas en lugar de alcanzarlas imponiendo artificialmente la temperatura en la cápsula. La construcción de este experimento será abordada en el capítulo 4.

Las instalaciones experimentales servían de herramienta de validación de los códigos CFD mediante la aportación de datos numéricos experimentales próximos a la realidad con los que poder llevar a cabo comparaciones. Este procedimiento se recuerda que viene motivado por la necesidad de acreditar herramientas predictivas que permitan el estudio de la integridad del combustible, dada la dificultad de realizar medidas directas en el interior de los contenedores reales, pues supone un riesgo para la seguridad de los seres vivos y un importante desembolso económico.

[21]

### 3.2 Modelos CFD

Los experimentos mencionados anteriormente y en concreto los más recientes, podían representar de manera precisa los contenedores de almacenamiento, sin embargo, debido al esfuerzo económico que supone el proceder a la realización de diferentes ensayos, las simulaciones computacionales son la opción preferida, ya que estas representarían mediante simples cambios en las opciones de entrada (“inputs”) el ensayo a realizar. De esta forma, las instalaciones experimentales mencionadas se limitaban a la aportación de resultados para validación de los modelos CFD.

A partir de los años 80 se empezaron a llevar a cabo simulaciones CFD que intentaban representar de la mejor manera posible la termo-fluidodinámica de los contenedores de almacenamiento. La fiabilidad de los resultados obtenidos se apoyaba unas veces en las librerías de datos procedentes de experimentos cuando se disponía de ellos y en otras ocasiones ante dicha imposibilidad, se confiaba en la validez de los propios modelos. Fue, por tanto, a partir de los 80 cuando aparecieron las primeras simulaciones CFD de combustibles en bajo quemado, usando el código COBRA-SFS basado en el método de elementos finitos ([17], [19], [22]), los resultados de estas simulaciones presentaban muchas incertidumbres debido a la sobre-simplificación que se hizo de las ecuaciones de la energía y momento. Además, el mallado utilizado era de calidad baja.

A principios del siglo XXI, como consecuencia del aumento de la capacidad de trabajo de los ordenados, se llevaron a cabo más estudios CFD manteniendo el objetivo principal que no era otro si no el de asegurar la integridad del combustible nuclear (asegurar que se mantiene por debajo de su temperatura crítica) en los contenedores de almacenamiento. En 2002 se simuló un sistema horizontal de almacenamiento en seco en dos dimensiones [23] usando el paquete PHOENICS. Similarmente, en 2007, se realizaron estudios bidimensionales de contenedores con MPC (cápsula) que albergaban 21 elementos PWR [24], donde se analizó cómo el uso de nitrógeno y helio, así como de diferentes emisividades de las vainas de las barras de combustible, afectaban el rendimiento térmico para diferentes potencias de calor de decaimiento.

En 2008, Wataru et al. [25] llevaron a cabo un análisis computacional de un contenedor de hormigón en tres dimensiones usando el código FIT-3D de termo-hidráulica y el paquete comercial PHOENICS. Los valores obtenidos referentes a temperaturas y velocidades del flujo de aire pudieron ser validados mediante la comparación de estos con resultados experimentales presentados por Takeda et al. en 2008 [20]. Las conclusiones obtenidas hacían indicar que el enfoque CFD podía arrojar estimaciones de temperatura razonables para las cápsulas MPC.

En 2009, Lee et al. [26] presentaron un análisis termo-fluidodinámico de un contenedor vertical de almacenamiento en seco bajo condiciones normales y condiciones no esperables usando el código CFD comercial FLUENT. Para este modelo, se usó una conductividad efectiva (equivalente) así como una aproximación a modelo poroso para imitar la termodinámica de las barras de combustible. En el TFG presentado se seguirá un proceso similar, aunque enfocado al alto quemado, que se explicará con mayor detalle en el capítulo 4. La temperatura y perfil de velocidades fueron comparados y verificados mediante resultados recogidos de uno de los modelos a escala reducida [12].

Muchas simulaciones CFD se realizaron sobre la instalación experimental VSC-17 mencionada anteriormente ([27], [28], [29], [30]), debido a que los resultados experimentales obtenidos estaban bien documentados en el informe de 1992 recogido por Mckinnon et al. [19]. Walavalkar y Schowalter en 2004 [29] realizaron una simulación 3D para una sección de 90° del contenedor de almacenamiento en seco VSC-17 usando el software FLUENT. Descubrieron que la simulación CFD realizada podía representar con exactitud el entorno termofluidodinámico del VSC-17.

Más tarde, estudios realizados por Zigh y Solis en 2012 [30] y Das et al en 2010 [27] demostraron definitivamente la gran capacidad de estos programas computaciones CFD a la hora de calcular temperaturas y perfiles de velocidades en los contenedores en seco. Sin embargo, todos estos trabajos pecaban del frecuente uso de aproximaciones para las condiciones de contorno de fuera y dentro del contenedor, principalmente debido a la dificultad para adquirir datos experimentales. Las aproximaciones se llevaron a cabo en los siguientes apartados: calor de decaimiento generado por el combustible de las barras y su distribución por el elemento combustible. Asimismo, se aproximaron las propiedades térmicas del helio, del bastidor de acero de la MPC y del elemento combustible en sí.

Estas asunciones y aproximaciones limitaban la precisión de los estudios CFD. Estos trabajos previos introdujeron una carga térmica al interior del contenedor para simular el calor de decaimiento generado por el combustible irradiado que resultaba en cierto modo arbitrario y generalmente asignado como un valor fijo, estimado a partir de otros trabajos o análisis experimentales de años previos.

Recientemente, en 2016, Li y Liu [28] llevaron a cabo, mediante el código ANSYS FLUENT, un modelo tridimensional de contenedor vertical de almacenamiento en seco para simular un contenedor con una cápsula de 32 elementos combustible del tipo PWR y con una fuente de calor de decaimiento de 34 kW. Este modelo CFD se realizó con el fin de estudiar los efectos que se producirían ante cambios en la conductividad térmica del bastidor y en la presión y contenido del gas refrigerante dentro de la MPC. En 2015, Herranz et al. [31]

tomaron datos del manual de Holtec International con el objetivo de diseñar un contenedor con una MPC de 32 EC (elementos combustibles), al que asignaron una potencia térmica de 30 kW. Estudiaron la sensibilidad de la temperatura máxima alcanzada por el combustible frente a la carga térmica distribuida en la cápsula y frente al diseño del contenedor y la temperatura ambiente.

Mucho trabajo se hizo previamente caracterizando la distribución de la potencia térmica por el conjunto de barras, así como la conductividad efectiva de estas en función de la temperatura en el contenedor. En 2010, Yoo et al [32] simularon el comportamiento térmico del contenedor TN24P sin el muro de hormigón. La potencia asignada fue la misma que la estimada por el experimento [17], es decir, 20.5 kW en total. La resolución de la simulación dio buenos resultados, muy próximos a los experimentales.

Aunque todos los modelos CFD mencionados en este epígrafe han progresado mucho a lo largo de la pasada y presente década, hay todavía aspectos que necesitan mejorarse antes de poder usar esta tecnología para predecir sin margen de error la temperatura, y como consecuencia guiar hacia el diseño de nuevos modelos de contenedores. Adicionalmente, si bien estos estudios tienen en cuenta muchos aspectos referentes a las cápsulas usadas para el almacenamiento en seco, no realizan cálculos precisos sobre el estado del combustible usado al entrar dentro del contenedor de almacenamiento (post-irradiación), ni tampoco tienen en cuenta la variación de la carga térmica del combustible usado durante su periodo de vida. Considerando que el calor de decaimiento del combustible cambiará a lo largo de su vida debido al decrecimiento de la actividad de los isótopos presentes, debería estar este hecho reflejado en los análisis termodinámicos de los contenedores de almacenamiento en seco. Es por esto, que se hace evidente la necesidad de aumentar el trabajo realizado dentro del área de simulaciones CFD para contenedores de almacenamiento.

Documentación obtenida y traducida de la bibliografía [21]

El proyecto TFG presentado supone una novedad con respecto a lo existente, ya que por primera vez se ha tenido acceso a abundante documentación experimental referida a combustibles de alto quemado. Estos resultados se obtuvieron por medio de la instalación más prototípica construida hasta la fecha, el mencionado DCS. Además, otra de las novedades que aporta el estudio, es el hecho de llevar a cabo la validación del modelo CFD mediante la representación de dicho combustible por un modelo poroso. Esta instalación se detalla en el capítulo 4 de la presente memoria. La documentación a la que se tuvo acceso permitió modelar la instalación mediante códigos CFD y proceder a su validación bajo ciertas condiciones de contorno. El procedimiento seguido se muestra en el capítulo 5.





## 4. Descripción del experimento

---

A continuación, se muestra un análisis detallado de la instalación experimental DCS que se llevará a simulación. Se trata de una réplica a escala real de un contenedor vertical de hormigón para el almacenamiento en seco del combustible irradiado, de 68 elementos combustibles BWR. Sin embargo, este modelo experimental consigue ser equivalente representando un solo EC (haciendo uso de barras eléctricas en su interior) que se corresponde con el elemento más caliente (“Single-Assembly”). Por este motivo, el diámetro externo es menor en comparación al modelo real (ver epígrafe 2.2). El resto de las diferencias serán puntualizadas en los siguientes epígrafes.

### 4.1 Construcción general del DCS

Este simulador experimental fue montado en una instalación cubierta llamada “Cylindrical Boiling test facility” (CYBL test facility) situada en la ciudad de Albuquerque (Nuevo México), concretamente en las instalaciones del Laboratorio Nacional de Sandia. Consiste en un cilindro de acero inoxidable de grandes dimensiones que presenta un excelente aislamiento térmico para llevar a cabo pruebas de alta energía. Esta cubierta, además, permitía mantener el experimento bajo las condiciones de contorno que se querían simular ajeno a la radiación solar. La presión atmosférica presente durante el experimento fue inferior a la atmosférica, concretamente de 0.83 bar, debido a la altitud a la que se encuentra Albuquerque.

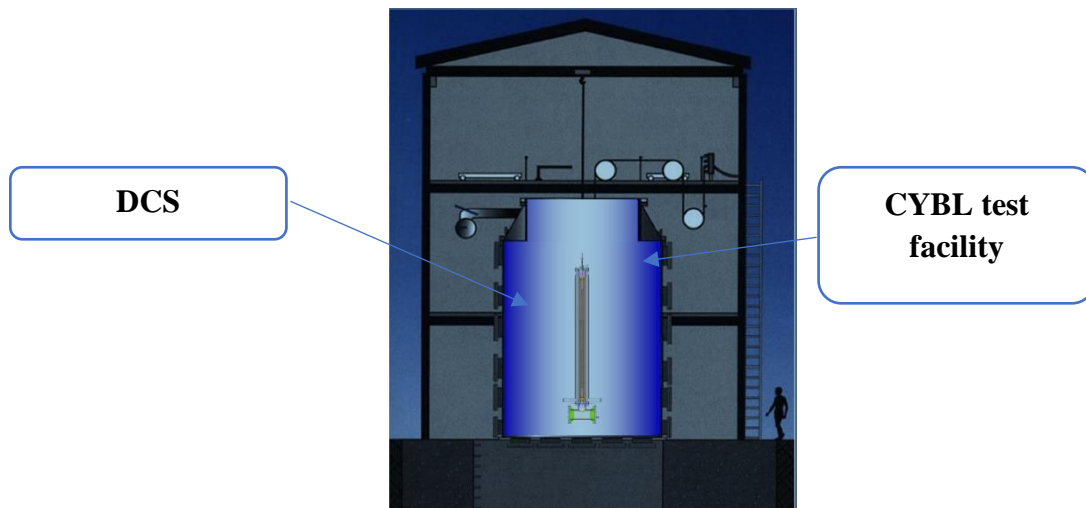


Figura 14. Cylindrical Boiling test facility [Recuperado de SNL]

En cuanto a la construcción del DCS, se usó una matriz cuadrada 9x9 de resistencias eléctricas que hacía las veces de barras de combustible. De los 81 espacios de la matriz, 8 de ellos son ocupados por barras cortas de menor longitud, 2 son barras de mayor diámetro que contienen helio en su interior y que ocupan el espacio equivalente a siete barras. Reciben el nombre de “barras de agua” debido a que previamente en el reactor estas barras contenían agua a modo de fluido moderador (ver epígrafe 2.1.2: Estructuras de combustible). Finalmente, los 66 huecos restantes son ocupados por barras largas (de longitud total). El motivo de esta diferencia de longitud en las barras se debe a su anterior vida en el reactor, donde la expansión del agua que se produce como consecuencia de su paso de líquido a vapor obliga a dejar un espacio mayor en la parte superior del elemento. El haz de barras es sujetado por medio de 7 espaciadores que mantienen firmes y a una distancia deseada cada una de ellas (figura 76 del anexo B.1).

La potencia asignada a las barras podía ser regulada, adaptándola a las condiciones de contorno que se quisieran simular.

Esta matriz de barras eléctrica, era rodeada de manera similar a como ocurre en un contenedor real por una funda de sección cuadrada llamada canal (“Channel Box”). Esta cubierta, junto con las resistencias eléctricas que aloja, forma el llamado elemento combustible. (ver Anexo B.1).

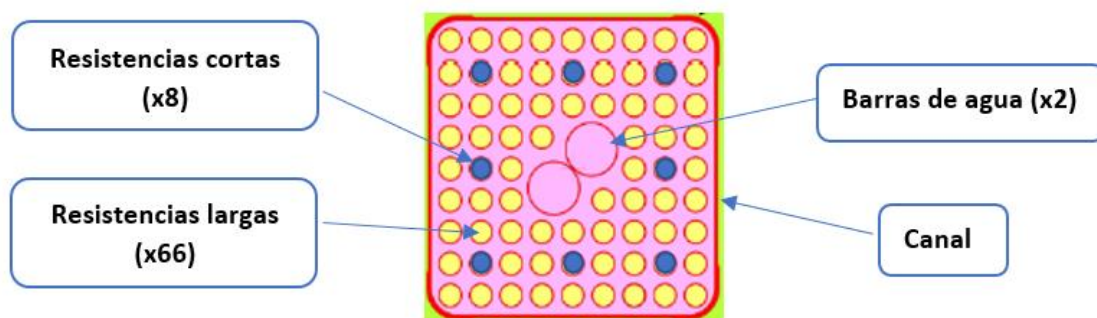


Figura 15. Sección horizontal del Elemento Combustible

El elemento combustible (EC) era montado a su vez rodeado de una única estructura llamada bastidor (“Basket Cell”), que era la correspondiente a la del elemento más caliente, a diferencia de los contenedores reales donde el bastidor forma una estructura más compleja (anexo A.1) debido a que alberga más de un EC.

Exteriormente al bastidor y de manera similar a los contenedores reales, se usó otra estructura cilíndrica llamada cápsula (“Canister”), que es la barrera que separa los dos fluidos encargados de contribuir a la refrigeración de las resistencias eléctricas. El fluido en contacto con las barras es el helio presurizado, un gas noble inerte<sup>8</sup>. Este realiza un movimiento circulatorio entre las barras eléctricas-canal (elemento combustible) y el bastidor-cápsula (región en rosa fig. 17) debido a las diferencias de densidades que experimenta el gas durante el intercambio de calor.

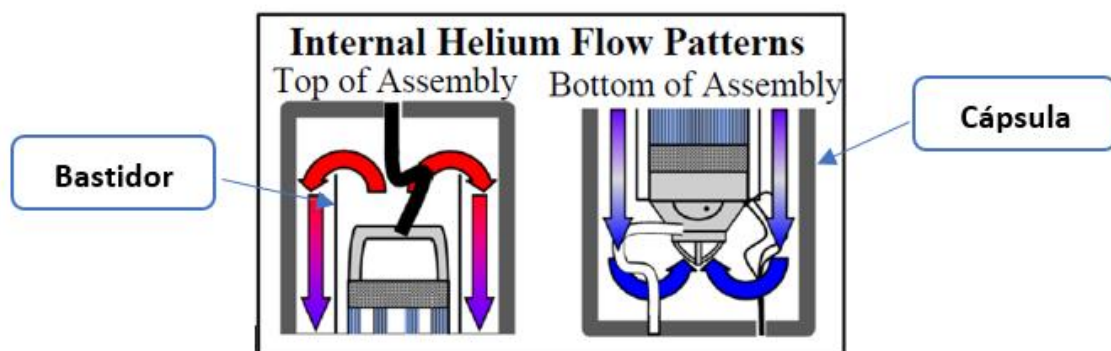


Figura 16. Movimiento circulatorio del helio, parte superior (izqda.) y parte inferior (drcha) [Recuperado de SNL]

Por último, se montó otra estructura cilíndrica concéntrica con la cápsula y que recibe el nombre de blindaje. Este presentaba a su vez un recubrimiento aislante imitando el hormigón. A diferencia del modelo real, en el DCS el almacén solo cuenta con una estructura de blindaje, y no dos, siendo el aislante la zona más periférica de la instalación. El otro fluido encargado de la refrigeración de las barras será el aire atmosférico, que entrará en la estructura a través de unos conductos (conductos de aire) y absorberá a través de las paredes de la cápsula el calor cedido por el He. Este fluye entre la capa de blindaje y la susodicha cápsula. Toda la estructura del DCS se monta en última instancia sobre un tubo reductor (“Reducing Tee”) cuya función es la de mantener la presión constante dentro del EC durante el proceso, con una oscilación de  $\pm 0.3$  kPa.

<sup>8</sup> No reactivo ante diferentes condiciones de temperatura y presión.

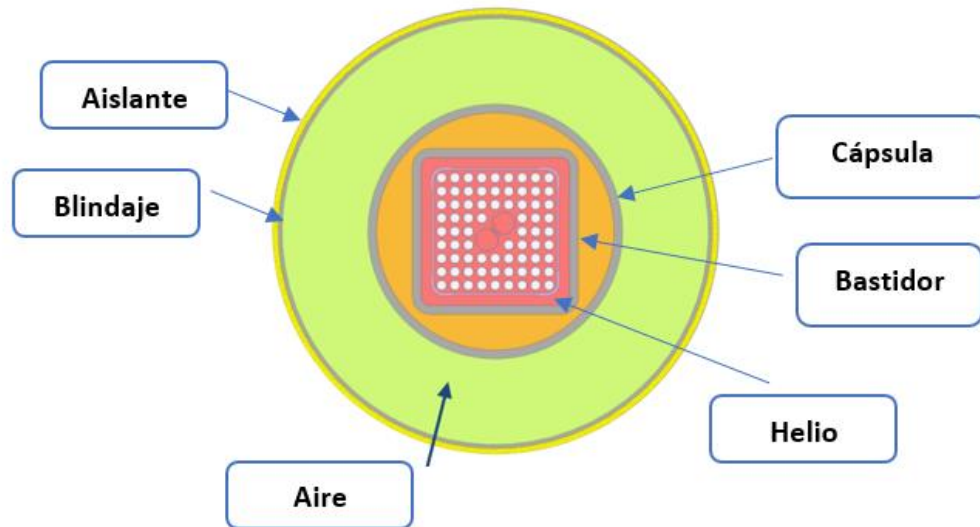


Figura 17. Sección horizontal DCS [Recuperado de SNL]

En la entrada de los conductos de aire, se insertó un elemento llamado panal (del inglés “Honeycomb”), un dispositivo “enderezador” de flujo cuyo objetivo es el de obtener una corriente de aire más homogénea y estable en la entrada, así como adaptar dicho flujo a la dirección deseada, reduciendo posibles perturbaciones que supusiesen un inconveniente a la hora de realizar medidas en la velocidad del fluido.

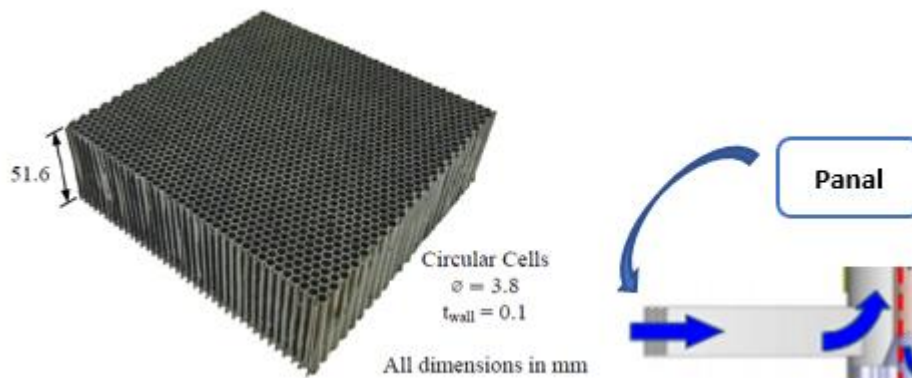


Figura 18. Panal del conducto de entrada del aire [Recuperado de SNL]

Como puede observarse en el diseño del “Dry Cask Simulator”, se encuentran diferencias geométricas<sup>9</sup> si se compara con el modelo real que representa, sin embargo, estas no serán las únicas discrepancias, ya que la elección de los materiales empleados para su construcción también difiere. Esta cuestión será tratada en el siguiente epígrafe.

<sup>9</sup> Las dimensiones del DCS han sido seleccionadas para que el modelo tenga los mismos números adimensionales que el contenedor real. Estas medidas pueden consultarse en el anexo B.2.

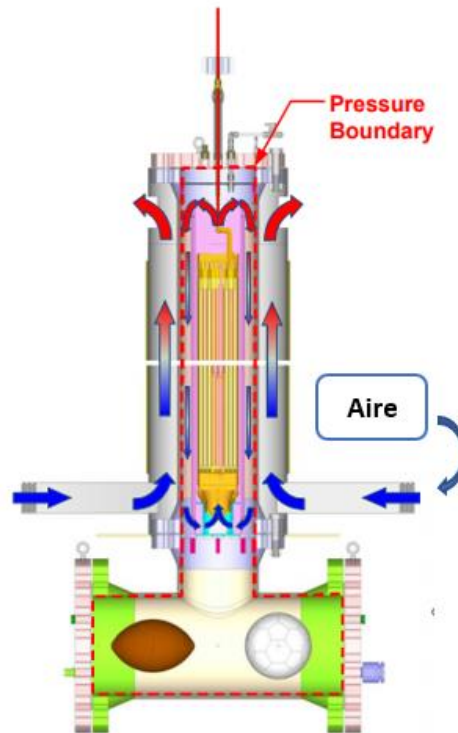


Figura 19. Diseño del DCS mostrando el recorrido del flujo de aire y helio. Por debajo, el tubo reductor [Recuperado de SNL]

Las potencias que se probaron en esta instalación fueron de 5, 2.5, 1 y 0.5 kW. Por su parte, las presiones de He utilizadas fueron desde el vacío hasta los 8 bar, concretamente de 0.3 kPa, 100 kPa, 450 kPa y 800 kPa.

[33]

## 4.2 Materiales, medidas y propiedades

En la construcción del DCS, se utilizan algunos materiales que difieren de los originales presentes en un contenedor real, que resultan equivalentes y cuyas propiedades termofísicas son conocidas y parejas a las reales. En este epígrafe se mostrarán dichas propiedades tabuladas con respecto a los rangos de temperatura sobre los que actúan los distintos materiales y fluidos.

El material empleado en las resistencias eléctricas es el óxido de magnesio MgO, usado para imitar el comportamiento que tendría el dióxido de uranio (UO<sub>2</sub>) de las barras de combustible. Este se introduce como polvo de MgO con el objetivo de rellenar por completo las barras sin presencia de aire en su interior.

El óxido de magnesio presenta las siguientes propiedades termofísicas, donde  $\rho$  hace referencia a la densidad,  $C_p$  al calor específico,  $k$  a la conductividad térmica y  $\rho C_p$  a la capacidad calorífica:

Tabla 3. Propiedades MgO

MgO				
$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$C_p$ [J/kgK]		$k$ [W/mK]	$\rho C_p$ [J/Km <sup>3</sup> ]
2931	Temperatura [K]	Valor	Valor	Valor
	300	930.06	2.066	2.73E+06
	400	1064.33	2.18	3.12E+06
	500	1131.98	2.281	3.32E+06
	600	1173.36	2.368	3.44E+06
	700	1202.31	2.441	3.52E+06
	800	1224.7	2.501	3.59E+06

En cuanto al dióxido de Uranio, este presenta densidades y calores específicos prácticamente constantes con la temperatura, de ahí que se haya representado un único valor:

Tabla 4. Propiedades UO<sub>2</sub>

UO <sub>2</sub>				
$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$C_p$ [J/kgK]	$\rho C_p$ [J/Km <sup>3</sup> ]	$k$ [W/mK]	
10957	234.4608	2.57E+06	Temperatura [K]	Valor
			310	6.02
			504	6.02
			572	5.61
			696	3.95

Ambos materiales presentan una capacidad calorífica del mismo orden de magnitud, de ahí la posibilidad de usar MgO como aproximación al combustible nuclear en la faceta de transferencia de calor.

La vaina que recubre las resistencias es de una aleación de hierro (Fe), níquel (Ni) y cromo (Cr) llamada “Inconel 800”, que posee una alta capacidad de resistencia contra la oxidación y carburación a elevadas temperaturas. Por ende, este material es realmente útil en aplicaciones que requieran su sometimiento a altas temperaturas. [34]

Tabla 5. Propiedades Inconel 800

Inconel 800		
<b>Densidad <math>\rho</math> [kg/m<sup>3</sup>]: 7950</b>		
$T$ [K]	$C_p$ [J/kgK]	$k$ [W/mK]
298	428	11.50
473	435	14.30
673	450	17.40
873	469	20.60

En los modelos reales, el material empleado para las barras de combustible es el “Zircaloy-2” que será analizado más adelante. De nuevo ambos materiales presentan

capacidades caloríficas semejantes en los rangos de temperatura en los que se trabaja (300-700K) por lo que, de nuevo, resultan equivalentes:

Tabla 6. Comparativa Capacidades caloríficas Inconel800 & Zircaloy-2

Inconel 800	Zircaloy-2
<b>Capacidad calorífica <math>\rho C_p</math> [J/Km<sup>3</sup>]</b>	
3.40E+06	1.82E+06
3.42E+06	1.97E+06
3.45E+06	2.06E+06
3.50E+06	2.13E+06
3.56E+06	2.17E+06

La emisividad a radiación que presenta la vaina de las resistencias eléctricas (Inconel800) en el modelo DCS es de 0.9. [33]

El canal, está fabricado a partir de una aleación de circonio (Zr) llamada “Zircaloy-2” mencionada anteriormente, que presenta un 1.5% de estaño (Sn), 0.15% de hierro (Fe), 0.1% de cromo (Cr) y 0.05% de níquel (Ni), un material muy común usado en los reactores BWR. Las aleaciones de circonio presentan mejores propiedades en comparación a otros materiales más tradicionales usados en contenedores. Entre las mejoras, el “Zircaloy-2” presenta hasta un 30% de aumento en cuanto a conductividad si lo comparamos con las aleaciones de acero inoxidable, así como un coeficiente lineal de expansión térmica de un tercio en comparación con este, lo que lleva a una estabilidad dimensional superior a temperaturas elevadas, lo cual, resulta verdaderamente importante si tenemos en cuenta las temperaturas a las que el combustible nuclear es almacenado. [35]

Tabla 7. Propiedades Zircaloy-2

<b>Zircaloy-2</b>			
<b>Densidad <math>\rho</math> [kg/m<sup>3</sup>]: 6500</b>			
<b><math>T</math> [K]</b>	<b><math>C_p</math> [J/kgK]</b>	<b><math>T</math> [K]</b>	<b><math>k</math> [W/mK]</b>
273	273	273	12.1
400	302	293	12.6
640	331	473	14.5
1090	375	673	17.0
1093	502	873	19.9

La emisividad que presenta el “Zircaloy-2” en el canal varía con la temperatura, sin embargo, en la documentación de la bibliografía, su valor era mostrado función de la altura del canal (ver Anexo B.2).

El bastidor, cápsula, blindaje, conductos de entrada del aire y las tapas superior e inferior del contenedor experimental están fabricadas de acero al carbono:



Tabla 8. Propiedades Acero al carbono

Acero al carbono		
<b>Densidad <math>\rho</math> [kg/m<sup>3</sup>]: 7753</b>		
<b><math>T</math> [K]</b>	<b><math>C_p</math> [J/kgK]</b>	<b><math>k</math> [W/mK]</b>
273	435.89	45.44
373	477.45	44.23
473	519.02	42.68
573	560.59	40.80
673	602.15	38.57
773	665.7	36

El acero al carbono presenta una emisividad de 0.67. [33]

En cuanto al “enderezador” de flujo utilizado en la entrada del conducto de aire (panel), este está diseñado con policarbonato, un polímero de la familia de los termoplásticos. Las propiedades de este material serán tomadas a temperatura ambiente  $T_{amb}$  ya que se encuentra en la entrada del flujo de aire:

Tabla 9. Propiedades del policarbonato a  $T_{amb}$  (300 K)

Policarbonato		
<b><math>\rho</math> [kg/m<sup>3</sup>]</b>	<b><math>C_p</math> [J/kgK]</b>	<b><math>k</math> [W/mK]</b>
1200	1200	0.2

El aislante, localizado en la última capa de la instalación experimental, está fabricado de un material llamado lana de roca (“Kaowool”), usado frecuentemente como aislante térmico. Este material hará de sustituto del hormigón y la última capa de blindaje que se encuentra en los contenedores de almacenamiento en seco comunes.

Tabla 10. Propiedades de la Lana de roca

Lana de roca		
<b>Densidad <math>\rho</math> [kg/m<sup>3</sup>]: 96</b>		
<b><math>T</math> [K]</b>	<b><math>C_p</math> [J/kgK]</b>	<b><math>k</math> [W/mK]</b>
273	788	0.0208
373	826	0.0345
473	862	0.0502
573	896	0.0681
673	928	0.0880
773	957	0.1100

La lana de roca tiene un valor de emisividad que oscila en los rangos de temperatura en los que se somete este material (300-350K): de unos 0.48-0.51. (ver anexo B.2)

En cuanto a los fluidos partícipes, las propiedades que se usaron fueron las siguientes:



Donde  $\mu$  representa la viscosidad dinámica o absoluta ( $\text{Ns/m}^2$ ),  $\nu$  la viscosidad cinemática ( $\text{m}^2/\text{s}$ ) y  $Pr$  el número adimensional de Prandtl (queda definido más adelante en el punto 5.3.1).

Tabla 11. Propiedades del aire a 0.83 bar

Aire (0.83 bar)						
$T [K]$	$\rho [\text{kg/m}^3]$	$C_p [\text{J/kgK}]$	$k [\text{W/mK}]$	$\mu [\text{Ns/m}^2]$	$\nu [\text{m}^2/\text{s}]$	$Pr [-]$
300	0.9674	1007	0.0263	1.846E-05	1.589E-05	0.707
350	0.8288	1009	0.03	2.082E-05	2.092E-05	0.700
400	0.7256	1014	0.0338	2.301E-05	2.641E-05	0.690
450	0.6447	1021	0.0373	2.507E-05	3.239E-05	0.686
500	0.5801	1030	0.0407	2.701E-05	3.879E-05	0.684

Como se explicó anteriormente, el edificio en el que se instaló el DCS presentaba una presión ambiente de 0.83 bar, de ahí el porqué del uso de la densidad del aire a dicha presión. En cuanto al He, por motivos que se argumentarán en posteriores secciones, se hizo uso de los casos a presión de 1 y 4.5 bar, donde las variaciones se observan únicamente en la densidad:

Tabla 12. Propiedades del He a 1 bar

He (1 bar)						
$T [K]$	$\rho [\text{kg/m}^3]$	$C_p [\text{J/kgK}]$	$k [\text{W/mK}]$	$\mu [\text{Ns/m}^2]$	$\nu [\text{m}^2/\text{s}]$	$Pr [-]$
100	0.4871	5193	0.072	9.63E-06	1.98E-05	0.686
200	0.2435	5193	0.115	1.50E-05	6.44E-05	0.694
300	0.1625	5193	0.152	1.99E-05	1.22E-04	0.680
400	0.1219	5193	0.187	2.43E-05	1.99E-04	0.675
500	0.0975	5193	0.220	2.83E-05	2.90E-04	0.668
600	0.0815	5193	0.252	3.20E-05	3.89E-04	0.661
700	0.0697	5193	0.278	3.50E-05	5.02E-04	0.654

Tabla 13. Propiedades del He a 4.5 bar

He (4.5 bar)						
$T [K]$	$\rho [\text{kg/m}^3]$	$C_p [\text{J/kgK}]$	$k [\text{W/mK}]$	$\mu [\text{Ns/m}^2]$	$\nu [\text{m}^2/\text{s}]$	$Pr [-]$
100	2.1920	5193	0.072	9.63E-06	1.98E-05	0.686
200	1.0958	5193	0.115	1.50E-05	6.44E-05	0.694
300	0.7313	5193	0.152	1.99E-05	1.22E-04	0.680
400	0.5486	5193	0.187	2.43E-05	1.99E-04	0.675
500	0.4389	5193	0.220	2.83E-05	2.90E-04	0.668
600	0.3668	5193	0.252	3.20E-05	3.89E-04	0.661
700	0.3136	5193	0.278	3.50E-05	5.02E-04	0.654

En cuanto a las características geométricas de los diferentes elementos que componen el cuerpo de la instalación experimental, estas pueden consultarse en el anexo B.2.

### 4.3 Instrumentación

La instalación experimental DCS fue estudiada a fondo mediante el uso de diferentes sistemas de medición y control que permitiesen proporcionar precisos datos experimentales, así como mantener y controlar las condiciones de contorno a las que se sometía la instalación con el fin de acercarse lo máximo posible a las condiciones dadas en un contenedor real de almacenamiento en seco. En cuanto a sistemas de medición, se usaron termopares de tipo K y anemómetros, mientras que para el sistema de control se usaron transductores de presión y controladores de potencia.

#### 4.3.1 Termopares

Los sensores utilizados para obtener mediciones de temperaturas en la instalación del DCS fueron termopares superficiales del tipo K. Estos sensores se ponían en contacto con la superficie a medir mediante tiras soldadas de cromo (Cr), material con elevada conductividad que favorecía una precisa lectura de las temperaturas por parte del termopar. Estos se distribuían tanto de manera radial como axial de manera que permitiesen medir un amplio abanico de temperaturas en las diferentes zonas del contenedor experimental.



*Figura 20. Sensor termopar acoplado a la superficie mediante una tira de cromo [Recuperado de SNL]*

El error asociado a la lectura del termopar era de un 1% de la temperatura medida. [33]

Se usaron un total de 202 termopares distribuidos de la siguiente manera:

- 97 situados en el elemento combustible
- 25 en el canal
- 26 en el bastidor
- 27 en la cápsula
- 27 en el blindaje

La distribución de los termopares en los distintos componentes puede consultarse de manera visual en el anexo B.3.

La nomenclatura usada por los termopares es la siguiente (se toma de ejemplo un termopar del canal):

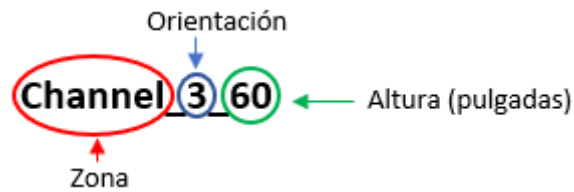


Figura 21. Nomenclatura sensores Sandia

Donde la orientación viene definida por números (1: Sur, 2: Oeste, 3: Norte, 4: Este) y la altura en pulgadas.

El Laboratorio Nacional de Sandia, ofreció en su informe ([33]) medidas experimentales correspondientes a 26 termopares. En el anexo B.3 se identifican dichos sensores junto con su localización.

Adicionalmente a estos sensores, se insertó una varilla portadora de más termopares llamada “termopar lanza” con el objetivo de obtener mediciones extra que no eran posibles con la distribución de sensores previamente descrita. Este termopar lanza se situó en el hueco dejado por las barras cortas en la parte superior del elemento combustible:

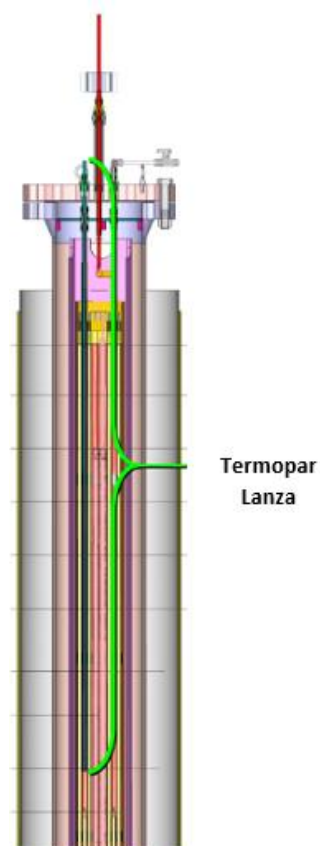


Figura 22. Localización del termopar lanza [Recuperado de SNL]

### 4.3.2 Anemómetros

Sensores utilizados para medir la velocidad de entrada del fluido (aire)  $v_a$  y consecuentemente el flujo másico global  $\dot{m}_a$  de acuerdo con la ecuación 3. Los anemómetros se sitúan en la entrada de los conductos de aire, donde los gradientes térmicos son mínimos.

$$\dot{m}_a = \rho v_a A_c \quad (3)$$

$A_c$  hace referencia al área de la sección transversal del conducto (vertical en este caso) y  $\rho$  a la densidad del fluido.

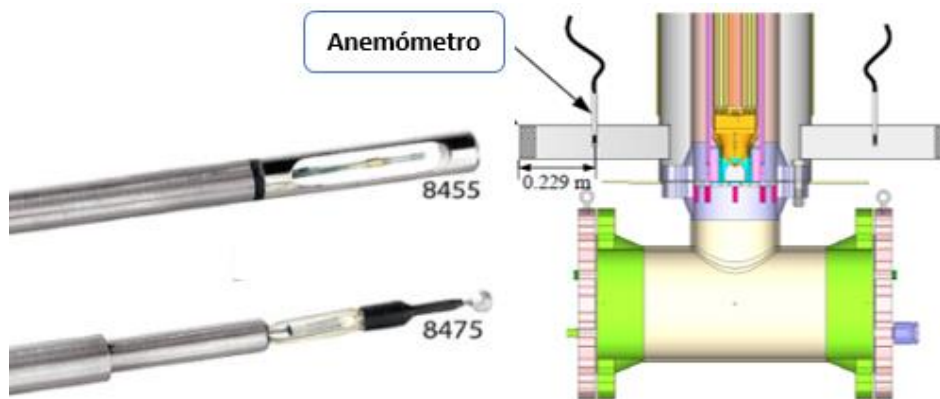


Figura 23. Sensor anemómetro (izda) y su localización (drcha) [Recuperado de SNL]

### 4.3.3 Control de presión

El sistema de control de presión cuenta con dos transductores de presión absoluta (OMEGA PX409-500A5V-XL) instalados en la zona inferior de la instalación, concretamente en el tubo reductor. Para pruebas por debajo de la presión atmosférica, se usó un transductor de vacío (OMEGA PXM409-001BV10V).

A parte de los transductores, al sistema de control de presión es necesario añadirle tres válvulas de aguja de bajo flujo y tres válvulas actuadoras de corte positivo. El objetivo conjunto de estos elementos de instrumentación era mantener la presión del He constante durante las simulaciones llevadas a cabo. El error asociado a sistema de control de presión en el He era de  $\pm 1$  kPa.

Para el caso de pruebas en vacío, se usó una bomba de vacío en lugar del sistema de control previamente descrito.

### 4.3.4 Control de potencia

Tanto el voltaje como la corriente suministrada a las barras eléctricas fueron controlados y monitorizados con el fin de mantener constante la potencia térmica del sistema. Para ello, se usaron rectificadores controlados por silicio (“Silicon Controlled Rectifier”, SCR). Las señales<sup>10</sup> de los sistemas de instrumentación eran recogidas por medio de un sistema de recolección de datos por ordenador (“Data Acquisition system”, DAQ). Este calculaba y transmitía la información referida al valor nominal de potencia (“Power setpoint”) a un

<sup>10</sup> Medidas de voltaje e intensidad, y por ende de potencia.

controlador PID que enviaba a su vez una señal de control al SCR basándose en la medida de la potencia. El error en la medición de la potencia es de unos  $\pm 0.075$  kW.

A continuación, se muestra un esquema de la instrumentación requerida para controlar y medir la potencia eléctrica del sistema:

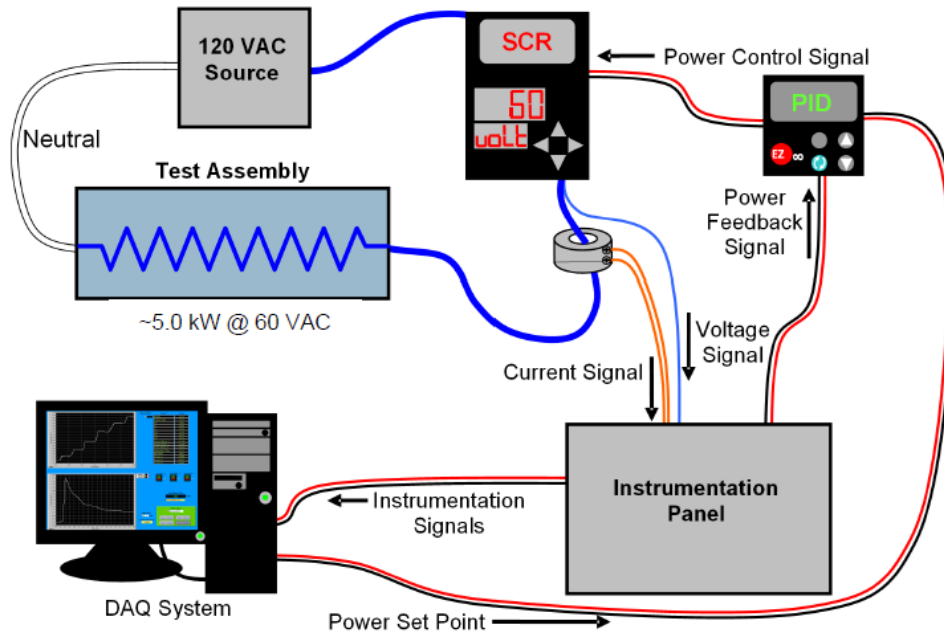


Figura 24. Sistema de control de potencia [Recuperado de SNL]

La bibliografía consultada para la realización del capítulo 4 se corresponde con el informe emitido por el Laboratorio Nacional de Sandia. [33]

Una vez descrita la instalación experimental que se pretende simular, se presenta en el siguiente capítulo el proceso de modelado y análisis numérico que se llevará a cabo bajo el código ANSYS Fluent.



## 5. Modelado/Análisis numérico

---

Para llevar a cabo el análisis termofluidodinámico tridimensional de la instalación experimental DCS, que como se explicó anteriormente representa el comportamiento de un contenedor vertical de hormigón para el almacenamiento en seco, se ha usado el código ANSYS Fluent 18.0. En los epígrafes descritos a continuación, se muestran las hipótesis y aproximaciones consideradas, la aproximación a modelo poroso del elemento combustible, así como la descripción de los distintos procedimientos que se han seguido para realizar la simulación computacional. El análisis descrito ha sido realizado en condiciones estacionarias.

Los distintos procedimientos se han basado en las guías de buenas prácticas (“Best Practice Guidelines”, BPG’s) publicadas por la Agencia de Energía Nuclear (“Nuclear Energy Agency”, NEA) y el Comité de Seguridad de Instalaciones Nucleares (“Committee on the Safety of Nuclear Installations”, CSNI) para simulaciones CFD orientadas a aplicaciones de seguridad nuclear. [2]

### 5.1 Hipótesis y aproximaciones

A la hora de llevar a cabo el modelado de la instalación experimental en el código ANSYS Fluent, se realizaron simplificaciones y aproximaciones que no alterasen de manera importante el resultado final y permitiesen reducir el tiempo computacional, así como facilitar su modelado.

Desde el punto de vista geométrico, las principales aproximaciones realizadas han sido las siguientes:

- El dominio de simulación del contenedor se ha limitado a un octavo, dada la simetría del sistema.



Figura 25. Vista de planta de la geometría de 1/8

La vista isométrica se muestra en el anexo C.1

- Se han eliminado las geometrías que se consideraron con poca influencia en la termodinámica del sistema. De esta manera, los cabezales inferior y superior del elemento combustible, así como los espaciadores encargados de sujetar las barras eléctricas, se suprimieron, reemplazándose el hueco dejado por medio poroso (ver siguiente punto) con pérdida de carga equivalente. Del mismo modo, el pedestal (elemento situado por debajo del EC) fue suprimido representándose como He.
- El interior del elemento combustible se ha aproximado como un paralelepípedo rectangular, definido como medio poroso con una generación uniforme de calor<sup>11</sup> (ver siguiente punto). Esta aproximación, que presentará un ahorro computacional, supone una novedad en cuanto a estudios de combustibles de alto quemado.
- El interior del elemento combustible (paralelepípedo) se dividió en 4 regiones, siendo la primera y la última la correspondiente a las zonas vacías en las que no hay resistencias eléctricas (zonas de no generación de calor: zonas 1 y 4) y la segunda y tercera las zonas correspondientes a la generación de calor por parte de tanto barras cortas y largas como de solo largas respectivamente (ver epígrafe 5.2).
- El panel se simuló como un sólido poroso.
- Se despreciaron los radios de redondeo que presentaba el canal del elemento combustible. Se modeló en su lugar con una sección cuadrada.

También es importante remarcar las principales hipótesis y aproximaciones llevadas a cabo en los aspectos térmicos y fluidodinámicas del sistema:

- Se despreció la aportación en la transferencia de calor de las tiras de cromo que mantenían los termopares fijos a la superficie, así como la propia conductividad, densidad y calor específico que aportaba el material del sensor termopar. Además, se obvió la posible pérdida de carga que podría inducir el cableado en el circuito térmico.
- Se han calculado las propiedades termofísicas equivalentes para el medio poroso (conductividad, densidad, calor específico y pérdida de carga).
- La pérdida de carga axial por unidad de longitud del elemento combustible ( $\Delta P/L$ ) se estimó mediante el uso de la ecuación de Darcy-Forchheimer para

<sup>11</sup> Expresado en potencia térmica volumétrica o lo que es lo mismo, densidad volumétrica (W/m<sup>3</sup>)



medio poroso y la ecuación de Hagen Poiseuille para un conducto horizontal laminar (ver siguiente epígrafe). La combinación de ambas permitió obtener el valor del coeficiente viscoso  $D$  equivalente del EC en medio poroso.

- El aire exterior a la instalación se asume estático a  $T_{amb}$
- La presión del aire se toma a 0.83 bar.
- La potencia térmica de las distintas regiones del EC se ha considerado uniforme en todo su volumen.
- Las propiedades termofísicas de los distintos materiales que componen el DCS se han tabulado en función de la  $T$  asumiendo una interpolación lineal (epígrafe 4.2).

## 5.2 Aproximación al modelo poroso

La simulación computacional tridimensional de la instalación experimental pudo haberse realizado representando el elemento combustible de manera detallada, i.e., con la matriz de barras eléctricas, sin embargo, dada la complejidad estructural que presenta un elemento combustible BWR 9x9 y con el fin de reducir notablemente el coste computacional requerido, se decidió modelar este como un medio poroso con geometría de paralelepípedo rectangular, teniendo en cuenta que para lograr una simulación adecuada y precisa es necesario que los dos modelos (modelo poroso y de barras) sean termofluidodinámicamente equivalentes. De esta manera, se presenta como objetivo del proyecto, el demostrar la validez de este modelo poroso como aproximación fiel al sistema de haz de barras del interior del EC.

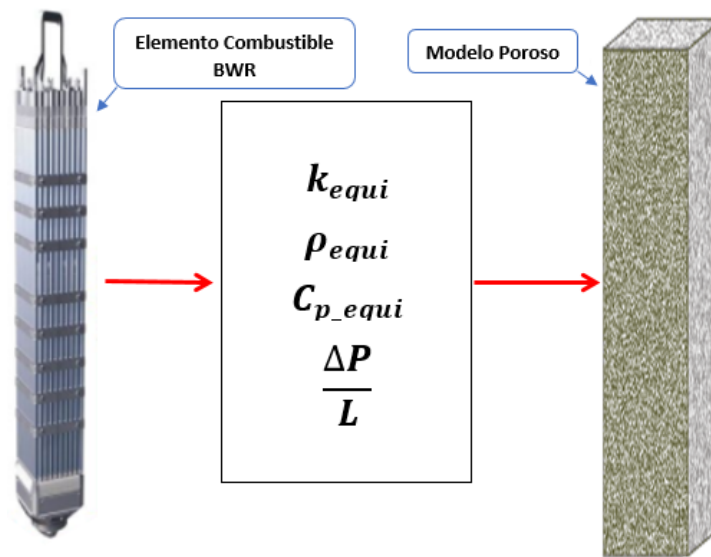


Figura 26. Aproximación a modelo poroso

El interior del elemento combustible se dividió en 4 regiones de acuerdo con las zonas de generación y no generación de calor, es decir, se separaron aquellos tramos que presentaban diferencias térmicas y fluidodinámicas. Por un lado, se tienen las regiones correspondientes a las zonas de los cabezales superior e inferior del EC, donde no hay barras de resistencias, solo He, y por tanto no se tiene generación de calor (zona 1 y 4). Por otra parte, se distinguen las zonas donde tenemos la presencia de barras cortas y largas y por tanto generación de calor simultánea por parte de ambas (zona 2). En última instancia, tenemos la región en la cual solo hay barras largas y por consiguiente, un aporte térmico inferior (zona 3).

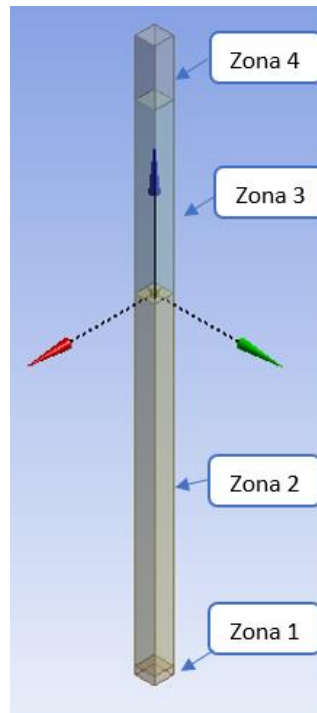


Figura 27. Regionalización del elemento combustible

Además, con el objetivo de llevar a cabo esta aproximación, es necesario calcular las nuevas propiedades termofísicas equivalentes que tendrá el EC como modelo poroso.

Estas propiedades serán la conductividad equivalente  $k_{equi}$  (axial y radial), la densidad equivalente  $\rho_{equi}$ , calor específico equivalente  $C_{p\_equi}$  y por último la pérdida de carga que tendrá lugar en el interior del elemento combustible  $\frac{\Delta P}{L}$ . Tanto la  $\rho_{equi}$  como la  $C_{p\_equi}$  se hallarán promediando sus valores. En el caso de la  $k_{equi}$ , esta no podrá promediarse, ya que la conductividad no depende solo de las propiedades de los materiales, sino también de la forma geométrica y disposición de estos. Es por ello, que es necesario la aplicación de cálculos analíticos o computacionales para su obtención.

Las propiedades equivalentes serán calculadas en las regiones de generación de calor, i.e., en la zona 2 y 3 del elemento combustible.

La literatura consultada en esta sección 5.2 se corresponde con una publicación de la Comisión de Regulación Nuclear estadounidense (U.S.NRC) acerca de validaciones de modelos porosos como aproximación a elementos combustibles. [36]

### 5.2.1 Conductividad térmica equivalente

En lo referente a la conductividad, será necesario el cálculo de una conductividad equivalente en la dirección axial y otra en la dirección radial.

#### 5.2.1.1 Conductividad axial equivalente

La conductividad, como se explicó previamente, es una propiedad que no se puede promediar para obtener su valor equivalente en medio poroso, debido a su dependencia en la geometría y disposición de los materiales.

Para la obtención de la conductividad axial equivalente  $k_{equi\_axial}$ , se esbozó el circuito de resistencias térmicas que representaba el escenario térmico del elemento combustible en dirección axial, obteniéndose mediante cálculos analíticos su valor.

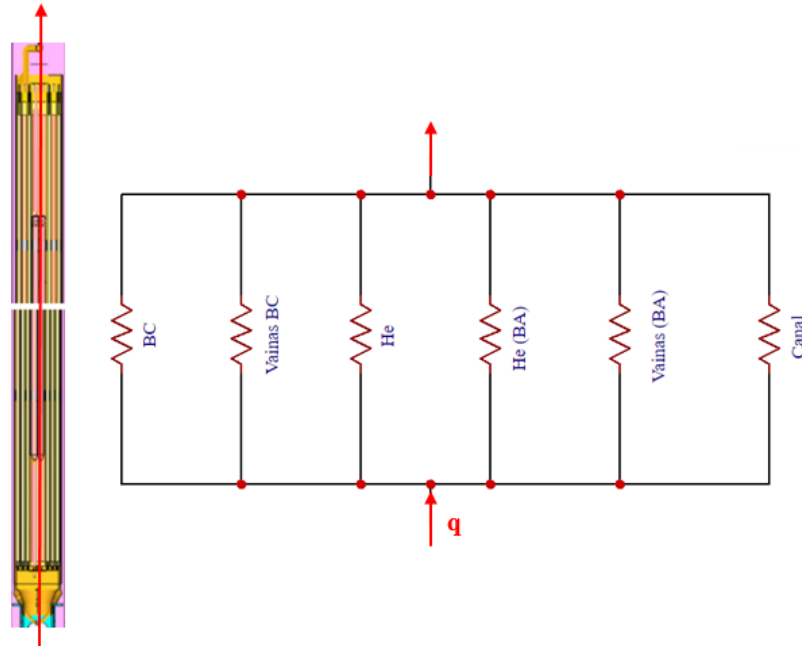


Figura 28. Circuito de resistencia eléctricas (dirección axial)

Donde *BC* hace referencia al interior de las resistencias eléctricas y *BA* a las barras de agua del elemento combustible (se recuerda que por su interior circula He).

Se separó el dominio del He en dos regiones para este cálculo, una referente al He que circula por el interior de las dos barras de agua, y la otra referente al resto del He que fluye en el EC entre las barras de resistencias eléctricas y el canal:

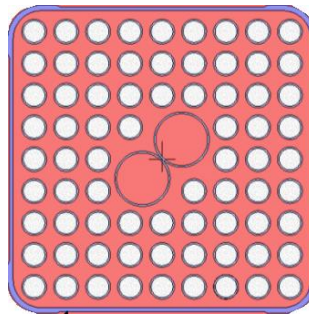


Figura 29. Dominio del He dentro del elemento combustible (rosa) [Recuperado de SNL]

Como puede apreciarse en el circuito de resistencia eléctricas, estas se encuentran en paralelo al flujo de calor cuando incide de manera axial, por lo que la resistencia térmica equivalente del circuito puede obtenerse mediante la siguiente ecuación:

$$R_{equi} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{R_i}} \quad (4)$$

Todas las resistencias térmicas se han considerado conductivas y aproximadas al escenario de pared plana. El He tal y como se explicará en los análisis preliminares, se estima que tiene

un comportamiento laminar con velocidades muy bajas (del orden de  $10^{-2}$  m/s), por lo que la transmisión de calor puede asumirse también conductiva. En cualquier caso, su aportación a la conductividad axial del conjunto es despreciable. La ecuación que representa la resistencia térmica conductiva en una pared plana es la siguiente:

$$R_{t,c} = \frac{L}{kA} \quad (5)$$

Donde  $L$  hace referencia a la longitud en dirección axial (espesor que recorre el flujo de calor),  $k$  es la conductividad del material/fluido en cuestión y  $A$  el área superficial que atraviesa el calor (área transversal horizontal en este caso).

Aplicando las ecuaciones 4 y 5 podemos obtener la conductividad equivalente axial que deberá tener nuestro modelo poroso para aproximarse al modelo DCS:

$$\frac{L}{k_{\text{equi\_axial}} A_T} = \sum_i^n \frac{L}{k_i A_i} \quad (6)$$

$$k_{\text{equi\_axial}} = \sum_i^n k_i \frac{A_i}{A_T} \quad (7)$$

Por tanto, tras simplificar la expresión, vemos que la conductividad axial es función de la conductividad de cada material por el cociente de áreas ( $A_i$  es el área de cada elemento).

Tabla 14. Conductividad de los distintos elementos [W/mK]

T [K]	BC (MgO)	Vaina BC (Inconel)	He	Canal (Zircaloy)	He (BA)	Vaina BA (Zircaloy)
300	2.066	11.50	0.152	12.67	0.152	12.67
400	2.18	13.13	0.187	13.73	0.187	13.73
500	2.281	14.72	0.220	14.84	0.220	14.84
600	2.368	16.27	0.252	16.08	0.252	16.08
700	2.441	17.83	0.278	17.39	0.278	17.39

El área total  $A_T$  (sección) del EC era de 0.019881 m<sup>2</sup>.

Tabla 15. Cociente de áreas en la parte superior e inferior del EC (con canal)

Zona inferior (BL+BC)		Zona superior (BL)	
Elemento	$A_i\_ratio [-]$	Elemento	$A_i\_ratio [-]$
Barras cortas	0.0291	Barras largas	0.2403
Barras largas	0.2403	Vainas largas	0.0752
Vainas cortas	0.0091	Helio	0.5253
Vainas largas	0.0752	Canal	0.1103
Helio	0.4870	Helio (tubos agua)	0.0433
Canal	0.1103	Vaina tubos agua	0.0057
Helio (tubos agua)	0.0433	$\Sigma$	1.0000
Vaina tubos agua	0.0057		
$\Sigma$	1.0000		

Para el cálculo del cociente de áreas se tuvo en cuenta la división del elemento combustible en dos partes, la inferior donde se tiene la aportación de barras cortas y largas (BC+BL) y la parte superior donde solo hay presencia de las largas (BL). Como consecuencia y como se explicó al inicio del epígrafe, tendremos propiedades equivalente diferentes según se trate de la zona superior o inferior del EC.

Tabla 16. Conductividad equivalente en la dirección axial

Conductividad axial equivalente $k_{equi\ axial}$ [W/mK]		
T [K]	Zona inferior (BL+BC)	Zona superior (BL)
300	<b>3.076</b>	<b>2.917</b>
400	<b>3.386</b>	<b>3.210</b>
500	<b>3.693</b>	<b>3.501</b>
600	<b>4.008</b>	<b>3.801</b>
700	<b>4.325</b>	<b>4.102</b>

Nótese que en esta ocasión en el cálculo de la conductividad equivalente en la dirección axial se ha incluido el canal como elemento partícipe del modelo poroso<sup>12</sup>. El motivo de ello, es el haber decidido definir el canal como pared fina en la simulación computacional, de tal manera que fuese más rápido su modelado. La consecuencia de esta asignación es que ANSYS no tiene en cuenta la transmisión de calor en dirección axial y por tanto ignora la conductividad del canal en esa misma dirección (considera muy fina la pared). Ante esta situación, se hace necesario imponérsela indirectamente como una  $k_{equi\_axial}$  dentro de las propiedades del material poroso mediante cálculos analíticos. Para el resto de las propiedades equivalentes, no habrá este inconveniente y no será necesario incluir el canal, ya que ANSYS ya lo considerará en sus cálculos computacionales.

### 5.2.1.2 Conductividad radial equivalente

Por el mismo motivo que la conductividad axial, la radial no se puede promediar. La expresión que rige el comportamiento conductivo del elemento combustible en la dirección radial se obtuvo por medio de cálculos analíticos y simulación CFD. El parámetro de la  $T_{m\acute{a}x}$  como veremos más adelante se calculó por medio de análisis numérico (más preciso frente a otras posibles ecuaciones analíticas) utilizando el código ANSYS Fluent, donde se simuló el elemento combustible bidimensional (sección transversal) representando por un lado la parte superior del mismo (zona BL) y la inferior (zona BL+BC).

Para la obtención de la expresión analítica de la conductividad, se procederá de la siguiente forma. Partiremos de la ecuación general de la energía obtenida mediante el balance de energías en un sólido (ver desarrollo en anexo C.2).

<sup>12</sup> Se recuerda que el modelo poroso incluye todo el EC pero sin incluir el canal.

$$\rho V C_p \frac{dT}{dt} = \sum q + q_g \quad (8)$$

$$m C_p \frac{dT}{dt} = q_{cond} + q_g \quad (9)$$

Donde no se considera la aportación de calor por radiación en el interior del sólido, al ser considerado opaco, siendo solo el calor de conducción el que se transmite a través del mismo. En la expresión,  $V$  hace referencia al volumen del sólido en cuestión,  $q$  a la potencia térmica,  $q_g$  a la potencia térmica generada y  $q_{cond}$  a la potencia térmica por conducción.

Por otra parte, la expresión de la transmisión de calor por conducción o Ley de Fourier es la siguiente:

$$q_{cond} = -kA\nabla T \quad (10)$$

A partir de la ecuación de balance de energías en el sólido y aplicando la ley de Fourier junto con las hipótesis de conductividad isotrópica y generación uniforme de calor, obtenemos finalmente la expresión que describe la transmisión de calor por el interior del sólido (ecuación de difusión en el sólido) con generación de calor (desarrollo en anexo C.2):

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = k\nabla^2 T + q''' \quad (11)$$

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = k\Delta T + q''' \quad (12)$$

Donde  $\Delta$  es el operador laplaciano y  $q'''$  la potencia por unidad de volumen.

Si asumimos, como es el caso, un sólido (EC) con una coordenada vertical  $y \gg z$ ,  $x$  podemos despreciar las variaciones de temperatura en la dirección  $y$  (axial):

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = k \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + q''' \quad (13)$$

Además, bajo condiciones estacionarias, lo términos temporales se suprimen:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = -\frac{q'''}{k} \quad (14)$$

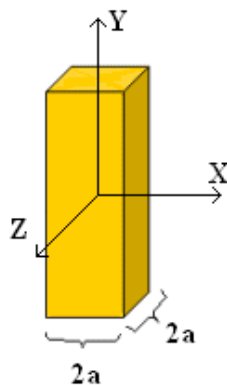


Figura 30. Ilustración paralelepípedo infinito

Habiendo particularizado la expresión para el caso de un paralelepípedo rectangular con generación de calor, queda una ecuación diferencial a resolver.

Carslaw y Jaeger (1959) demostraron que la solución analítica de perfil de temperaturas en el paralelepípedo infinito ( $L \gg a$ ) en condiciones estacionarias viene dado por:

$$T(x, y) = \frac{q'''(a^2 - x^2)}{2k} - \frac{16q'''a^2}{k\pi^3} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n \cos\left[\frac{(2n+1)\pi x}{2a}\right] \cosh\left[\frac{(2n+1)\pi y}{2a}\right]}{(2n+1)^3 \cosh\left[\frac{(2n+1)\pi}{2}\right]} \quad (15)$$

Donde  $a$  hace referencia a la mitad del ancho del EC. La temperatura máxima sabemos que ocurrirá en el centro ( $x = y = 0$ ), por lo que podemos reducir la expresión a:

$$T(0,0) = \frac{q'''a^2}{2k} - \frac{16q'''a^2}{k\pi^3} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{(2n+1)^3 \cosh\left[\frac{(2n+1)\pi}{2}\right]} \quad (16)$$

Debido al rápido crecimiento del coseno hiperbólico, la suma converge rápidamente. Desarrollando el sumatorio la expresión resulta en:

$$T(0,0) = \frac{q'''a^2}{k} (0.2947) \quad (17)$$

Imponiendo la temperatura exterior ( $T_w$ ) como condición de contorno en la pared del elemento combustible ( $T(a, y) = T(x, a) = T_w$ ) y sustituyendo  $q'''$  por  $\frac{q}{4a^2L_a}$ , la temperatura máxima queda:

$$T_{\max} = \frac{q}{4L_ak} (0.2947) + T_w \quad (18)$$

Finalmente, el desarrollo llevado a cabo nos permite obtener la expresión analítica que define el valor de la conductividad radial equivalente:

$$k_{\text{equi\_radial}} = \frac{q}{4L_a(T_{\max} - T_w)} (0.2947) \quad (19)$$

Como vemos su cálculo depende de la potencia térmica generada en su interior  $q$ , el gradiente de temperaturas entre la máxima<sup>13</sup> del EC y la de la superficie exterior y la longitud activa ( $L_a$ ) que hace referencia a la longitud del EC en la cual se genera potencia.

El cálculo de la potencia en el elemento combustible se llevó a cabo teniendo en cuenta que las potencias bases (nominales) que se simularon en el experimento son de 0.5, 1, 2.5 y 5 kW, por tanto, el objetivo en el cálculo de  $q$  es saber cuánto le corresponde a cada parte del elemento combustible (zona superior e inferior). Para ello, se halló el calor volumétrico correspondiente a todo el modelo poroso que constituye el EC para luego multiplicarlo por el volumen activo de cada zona.

<sup>13</sup> Tiene lugar en el interior de las barras eléctricas, es decir, donde se está generando el calor.

Tabla 17. Cálculo del volumen activo (Barras cortas)

	Barras cortas		
	<b>Longitud activa [mm]</b>	<b>Área sección [mm<sup>2</sup>]</b>	<b>Volumen [mm<sup>3</sup>]</b>
1 Barra	2402	72.38	173862
Totales	19216	579.05	1390898

Tabla 18. Cálculo del volumen activo (Barras largas)

	Barras largas		
	<b>Longitud activa [mm]</b>	<b>Área sección [mm<sup>2</sup>]</b>	<b>Volumen [mm<sup>3</sup>]</b>
1 Barra	3651	72.38	264267
Totales	240966	4777.23	17441672

Tabla 19. Diámetro interior de barras y número total de barras cortas y largas

<b>ID Barras [mm]:</b>	9.6
<b>Nº Barras Cortas [-]:</b>	8
<b>Nº Barras Largas [-]:</b>	66

Donde el cálculo del área activa de sección se calculó como:

$$A_c = \frac{\pi(ID)^2}{4} \quad (20)$$

Y el volumen activo simplemente como:

$$V_a = A_c L_a \quad (21)$$

Siendo *ID* el diámetro interno (“Inner Diameter”) de la sección de barra eléctrica, es decir, la sección en la que se genera potencia eléctrica (MgO).

Realizando los cálculos de área y volumen activo total (BC+BL):

Tabla 20. Área y Volumen activo totales

<b>Área sección Total [cm<sup>2</sup>]:</b>	53.56	→	0.005356 [m <sup>2</sup> ]
<b>Volumen Total [cm<sup>3</sup>]:</b>	18832.57	→	<b>0.018832</b> [m <sup>3</sup> ]

Donde el  $V_a$  total es la suma del  $V_a$  que ocupan las barras cortas (8) y las largas (66).

Una vez conocido el volumen activo que ocupan el conjunto de barras en el elemento combustible, podemos hallar el calor volumétrico  $q'''$  (W/m<sup>3</sup>) correspondiente mediante el siguiente cálculo trivial:



$$q''' = \frac{q}{V_{a\_total}} \quad (22)$$

Tabla 21. Cálculo de la potencia volumétrica

Potencias $q$ [kW]	$q'''$ [kW/m <sup>3</sup> ]	$q'''$ [W/m <sup>3</sup> ]
0.5	26.550	26549.748
1	53.099	53099.497
2.5	132.749	132748.742
5	265.497	265497.484

Con los valores de  $q'''$ , ya es posible determinar la potencia eléctrica que corresponde a cada zona del EC (zona inferior y superior):

$$q = q'''V_a \quad (23)$$

Para el cálculo de este  $V_a$ , la longitud activa que se ha tomado para la zona inferior del EC es la longitud de las barras cortas ( $L_{a\_BC}$ ), que es la altura que marca el límite con la siguiente zona. Por su parte, para la zona superior, la altura activa escogida es la diferencia entre la longitud activas de las barras largas y las cortas ( $Dif\_L_a$ ), es decir la medida de la porción de zona superior. Con todo esto, los resultados obtenidos fueron los siguientes:

Tabla 22. Cálculo de los volúmenes activos superiores e inferiores del EC

$L_{a\_BL}$ [m]:	3.651		
$L_{a\_BC}$ [m]:	2.402	$V_{a\_inf}$ [m <sup>3</sup> ]:	0.0129
$Dif\_L_a$ [m]:	1.249	$V_{a\_sup}$ [m <sup>3</sup> ]:	0.0060

Tabla 23. Cálculo de la potencia correspondiente a la zona inf y sup del EC

	Calores en las regiones del EC		✓
	Zona inferior (BL+BC)	Zona superior (BL)	
$q'''$ [W m <sup>-3</sup> ]	$q$ [W]	$q$ [W]	$q_{total}$ [kW]
26550	<b>341.587</b>	<b>158.418</b>	0.50
53100	<b>683.174</b>	<b>316.835</b>	1.00
132749	<b>1707.923</b>	<b>792.082</b>	2.50
265498	<b>3415.847</b>	<b>1584.164</b>	5.00

Una vez conocidos los parámetros de  $T_w$  (se impone a 300, 400, 500, 600 y 700 K para el cálculo de  $T_{m\acute{a}x}$ ),  $q$  y  $L_a$  (dato geométrico), queda la determinación de  $T_{m\acute{a}x}$  como parámetro final que permita la obtención de la conductividad radial. El valor de la temperatura máxima se ha obtenido por medio de cálculos numéricos a través de ANSYS Fluent. Alternativamente, este parámetro puede obtenerse por medio de ecuaciones analíticas que estiman dicho valor, sin embargo, se decidió hacer uso del código CFD con el fin de realizar un cálculo más preciso. Como se ha comentado, la determinación del parámetro  $T_{m\acute{a}x}$  se hizo mediante la simulación 2D del elemento combustible. En primer lugar, para la parte inferior del mismo donde la potencia generada viene dada por las barras cortas y largas, y en última

instancia se modelo la parte superior, en la que solo se tienen barras largas (el espacio dejado por las cortas es ocupado por el He).

En el anexo C.2 se muestra una explicación somera de los pasos llevados a cabo en la simulación computacional del elemento bidimensional.

Fijando la temperatura del canal ( $T_w$ ) y la potencia volumétrica ( $q'''$ ), se realizó la simulación de los dos escenarios de EC previamente descritos, recopilándose los siguientes resultados de  $T_{m\acute{a}x}$ :

Tabla 24. Resultados de la Tmax obtenida en ANSYS en el EC inferior y superior

ZONA INFERIOR				ZONA SUPERIOR			
Potencia [kW]	Potencia [ $Wm^{-3}$ ]	$T_w$ [K]	$T_{m\acute{a}x}$ [K]	Potencia [kW]	Potencia [ $Wm^{-3}$ ]	$T_w$ [K]	$T_{m\acute{a}x}$ [K]
0.5	26550	300	<b>321.15</b>	0.5	26550	300	<b>320.21</b>
		400	<b>415.61</b>			400	<b>414.51</b>
		500	<b>511.37</b>			500	<b>510.17</b>
		600	<b>608.46</b>			600	<b>607.07</b>
		700	<b>706.22</b>			700	<b>704.65</b>
1	53100	300	<b>340.99</b>	1	53100	300	<b>339.30</b>
		400	<b>430.70</b>			400	<b>428.78</b>
		500	<b>522.79</b>			500	<b>520.76</b>
		600	<b>617.42</b>			600	<b>615.18</b>
		700	<b>713.44</b>			700	<b>711.00</b>
2.5	132749	300	<b>393.84</b>	2.5	132749	300	<b>390.26</b>
		400	<b>472.25</b>			400	<b>468.13</b>
		500	<b>554.99</b>			500	<b>550.71</b>
		600	<b>643.15</b>			600	<b>638.52</b>
		700	<b>734.45</b>			700	<b>729.52</b>
5	265498	300	<b>466.23</b>	5	265498	300	<b>460.15</b>
		400	<b>530.76</b>			400	<b>523.89</b>
		500	<b>603.03</b>			500	<b>595.48</b>
		600	<b>682.68</b>			600	<b>674.44</b>
		700	<b>767.59</b>			700	<b>758.76</b>

Finalmente, conocidos todos los parámetros que definen la ecuación analítica de la conductividad radial equivalente, se procedió a su cálculo:

Tabla 25. Cálculo de la conductividad equivalente en la dirección radial

Conductividad radial equivalente $k_{equi\_radial}$ [W/mK]						
Zona inferior (BL+BC)			Zona superior (BL)			
$T_w$ [K]	$T_{máx}$ [K]	$q$ [W]	$k_{equi\_radial}$	$T_{máx}$ [K]	$q$ [W]	$k_{equi\_radial}$
300	321.15	341.587	<b>0.495</b>	320.21	158.418	<b>0.462</b>
400	415.61		<b>0.671</b>	414.51		<b>0.644</b>
500	511.37		<b>0.921</b>	510.17		<b>0.919</b>
600	608.46		<b>1.238</b>	607.07		<b>1.322</b>
700	706.22		<b>1.683</b>	704.65		<b>2.008</b>
300	340.99	683.174	<b>0.511</b>	339.30	316.835	<b>0.476</b>
400	430.70		<b>0.683</b>	428.78		<b>0.649</b>
500	522.79		<b>0.919</b>	520.76		<b>0.900</b>
600	617.42		<b>1.203</b>	615.18		<b>1.231</b>
700	713.44		<b>1.560</b>	711.00		<b>1.699</b>
300	393.84	1707.923	<b>0.558</b>	390.26	792.082	<b>0.518</b>
400	472.25		<b>0.725</b>	468.13		<b>0.686</b>
500	554.99		<b>0.953</b>	550.71		<b>0.921</b>
600	643.15		<b>1.214</b>	638.52		<b>1.213</b>
700	734.45		<b>1.521</b>	729.52		<b>1.583</b>
300	466.23	3415.847	<b>0.630</b>	460.15	1584.164	<b>0.583</b>
400	530.76		<b>0.801</b>	523.89		<b>0.754</b>
500	603.03		<b>1.017</b>	595.48		<b>0.979</b>
600	682.68		<b>1.267</b>	674.44		<b>1.255</b>
700	767.59		<b>1.550</b>	758.76		<b>1.590</b>

### 5.2.2 Densidad equivalente

El valor de la densidad equivalente se hallará promediando su valor, ya que este es independiente de la orientación/disposición de los materiales. La expresión general usada será por tanto la siguiente:

$$\rho_{equi} = \sum \rho_i \cdot \frac{A_i}{A_{tot}} \quad (24)$$

Tal y como se observa, la expresión es proporcional a la densidad de cada elemento por el cociente de áreas. Donde  $A_i$  y  $\rho_i$  hacen referencia al área y densidad del elemento en cuestión.

Tabla 26. Densidad de los distintos elementos [kg/m<sup>3</sup>]

$\rho$	BC (MgO)	Vaina BC (Inconel)	He	Canal (zircaloy)	He (BA)	Vaina BA (zircaloy)
<b>T [K]</b>	2931	8000		6500		6500
<b>300</b>			0.731		0.731	
<b>400</b>			0.549		0.549	
<b>500</b>			0.439		0.439	
<b>600</b>			0.367		0.367	
<b>700</b>			0.314		0.314	

Para el caso de los sólidos, se ha considerado una densidad constante, dado la poca variación que experimenta en los rangos de temperatura expuestos. Para el cálculo de los nuevos cocientes de áreas (se recuerda que ya no se incluye el canal) se tiene un área total de  $0.017689 \text{ m}^2$ .

Tabla 27 Cociente de áreas en la parte superior e inferior del EC (sin canal)

Zona inferior (BL+BC)		Zona superior (BL)	
Elemento	$Ai\_ratio [-]$	Elemento	$Ai\_ratio [-]$
Barras cortas	0.0327	Barras largas	0.2701
Barras largas	0.2701	Vainas largas	0.0845
Vainas cortas	0.0102	Helio	0.5904
Vainas largas	0.0845	Canal	-
Helio	0.5474	Helio (tubos agua)	0.0486
Canal	-	Vaina tubos agua	0.0064
Helio (tubos agua)	0.0486	$\Sigma$	1.0000
Vaina tubos agua	0.0064		
$\Sigma$	1.0000		

Haciendo uso de la tabla de densidades (tabla 26) y la tabla de cociente de áreas (tabla 27) obtenemos los valores de densidad equivalente en las distintas regiones del elemento combustible:

Tabla 28. Cálculo de la densidad equivalente

	Densidad equivalente $\rho_{equi} [\text{Kg/m}^3]$	
$T [\text{K}]$	Zona inferior (BL+BC)	Zona superior (BL)
300	1687.831	1509.962
400	1687.722	1509.846
500	1687.657	1509.776
600	1687.614	1509.729
700	1687.582	1509.695

Como puede observarse, se mantiene prácticamente constante en el rango de temperaturas definido en el canal.

### 5.2.3 Calor específico equivalente

Se obtuvo analíticamente promediando los calores específicos de los distintos materiales mediante la siguiente expresión:

$$C_{p\_equi} = \sum C_{p\_i} \cdot m_{i\_ratio} \quad (25)$$

Donde  $C_{p\_i}$  hace referencia a la densidad de cada elemento y  $m_{i\_ratio}$  es el cociente de masas, definido como:

$$m_{i\_ratio} = \frac{(\rho_i \cdot A_{i\_ratio})}{\rho_{equi}} \quad (26)$$

A continuación, se muestra una tabla con los valores de  $C_p$  de cada elemento partícipe en el EC:

Tabla 29. Calor específico de los distintos elementos [J/kgK]

$C_p$	BC (MgO)	Vaina BC (Inconel)	He	Canal (zircaloy)	He (BA)	Vaina BA (zircaloy)
<b>T [K]</b>		450		330		330
<b>300</b>	930.06		5193		5193	
<b>400</b>	1064.33		5193		5193	
<b>500</b>	1131.98		5193		5193	
<b>600</b>	1173.36		5193		5193	
<b>700</b>	1202.31		5193		5193	

El calor específico del He apenas sufría variaciones en el rango de temperaturas mostrado, por lo que se consideró constante.

Haciendo uso de la tabla de densidades y calores específicos por elementos (tabla 26 y 29), la tabla de densidades equivalente por región (tabla 28) y la tabla que muestra el cociente de áreas (tabla 27) obtenemos los valores deseados de calor específico en las diferentes regiones del elemento combustible:

Tabla 30. Cálculo del calor específico equivalente

	Calor específico equivalente $C_{p\_equi}$ [J/kgK]	
<b>T [K]</b>	<b>Zona inferior (BL+BC)</b>	<b>Zona superior (BL)</b>
300	<b>700.683</b>	<b>699.807</b>
400	<b>771.001</b>	<b>769.853</b>
500	<b>806.406</b>	<b>805.117</b>
600	<b>828.056</b>	<b>826.679</b>
700	<b>843.199</b>	<b>841.760</b>

### 5.2.4 Pérdida de carga equivalente

Para lograr la correcta equivalencia hidráulica entre el elemento combustible BWR 9x9 real y el modelo poroso, es también necesario caracterizar la pérdida de carga hidráulica.

Si hacemos “zoom” en una región del elemento combustible, podemos observar como el comportamiento que experimenta un fluido atravesando dicha sección transversal se puede aproximar al de un fluido circulando en un conducto con sección de diámetro equivalente al diámetro hidráulico  $D_h$ :

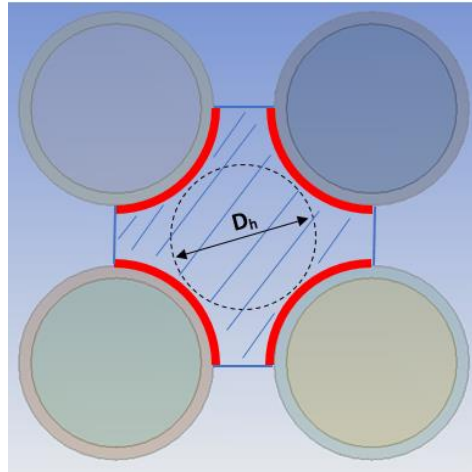


Figura 31. Zoom sección transversal 2x2 mostrando de manera ilustrativa el  $D_h$

En la figura se indican en rojo y azul rayado el perímetro ( $P_w$ ) y el área mojada ( $A_w$ ) respectivamente que definen el  $D_h$  en la región ilustrada:

$$D_h = 4 \frac{A_w}{P_w} \quad (27)$$

Pese a la disposición vertical del EC, este puede tratarse como horizontal, debido a que la cantidad de energía (pérdida de carga) que se tiene que aplicar para atravesar dicho EC resulta semejante en ambos casos. Esto se debe a que los efectos gravitacionales son despreciables debido a la naturaleza de gas y baja densidad que presenta el He (muy ligero). Dicho esto, la expresión analítica que define en fluidomecánica las pérdidas de carga primarias en un conducto horizontal es la siguiente:

$$\Delta P = \frac{1}{2} \rho v^2 \frac{f L}{D_h} \quad (28)$$

Que puede expresarse por unidad de longitud:

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{1}{2} \rho v^2 \frac{f}{D_h} \quad (29)$$

Donde  $v$  hace referencia a la velocidad media del fluido,  $L$  a la longitud del conducto (del EC en el caso que nos atañe),  $D_h$  el previamente mencionado diámetro hidráulico y  $f$  es el coeficiente de fricción, que se define para un régimen laminar<sup>14</sup> como:

$$f = \frac{F}{Re} \quad (30)$$

Siendo  $F$  un factor que depende de la geometría del sistema (e.g., 64 para un conducto circular) y  $Re$  el número de Reynolds<sup>15</sup>, un número adimensional utilizado en la mecánica de fluidos para relacionar las fuerzas viscosas e inerciales de un fluido:

<sup>14</sup> Se demostrará el régimen laminar en los análisis preliminares a la simulación CFD del modelo 3D.

<sup>15</sup> Será definido en los análisis preliminares correspondientes al epígrafe “procedimientos”.

$$Re = \frac{\rho v L_c}{\mu} \quad (31)$$

Donde  $L_c$  es la longitud característica del medio por el que circula el fluido, en este caso  $L_c = D_h$  y  $\mu$  es la viscosidad dinámica del fluido.

Combinando las expresiones 29, 30 y 31, obtenemos una expresión más desarrollada de la pérdida de carga por unidad de longitud:

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{1}{2} \frac{F \mu v}{D_h^2} \quad (32)$$

Por otra parte, la expresión analítica que define la pérdida de carga por unidad de longitud en un modelo poroso genérico viene dada por la ecuación desarrollada por Darcy-Brinkman (2008):

$$\frac{\Delta P}{L} = D \mu v + C \frac{1}{2} \rho v^2 \quad (33)$$

Expresión que tiene en cuenta los efectos de pérdida de carga viscosa (primer sumando) e inercial (último sumando).  $D$  es el parámetro de resistencia viscosa y  $C$  el parámetro de resistencia inercial.

Como se verá en el análisis preliminar del modelo, el He que fluye por el elemento combustible presenta un régimen laminar con velocidades suficientemente pequeñas como para despreciar el efecto de las pérdidas de carga inerciales, quedando por tanto la expresión 33 simplificada a la ecuación lineal siguiente:

$$\frac{\Delta P}{L} = D \mu v \quad (34)$$

A la hora de simular el modelo poroso en el código ANSYS Fluent, el parámetro  $D$  será un “input” importante que se deberá proporcionar al programa. De esta manera, se hace necesario el conocer dicho valor, por lo que igualando las pérdidas de carga del modelo real de barras (32) y la del modelo poroso (34) se puede despejar el valor de  $D$  que permite proporcionar una pérdida carga equivalente para el medio poroso.

$$D = \frac{F}{2 \cdot D_h^2} \quad (35)$$

Al tratarse el modelo real de un haz de tubos, el valor que toma el parámetro  $F$  es aproximadamente 100 basándose en literatura consultada: [37], por lo que:

$$D = \frac{100}{2 \cdot D_h^2} \quad (36)$$

Como vemos, el parámetro de resistencia viscosa  $D$  es inversamente proporcional al cuadrado del diámetro hidráulico. El cálculo de este diámetro hidráulico se realiza tomando toda la sección interior del elemento combustible, es decir, tomando como perímetro húmedo la longitud de contacto del He con los sólidos, o lo que es lo mismo, la suma de todos los perímetros externos de las barras eléctricas, perímetros internos y externos de barras de agua

(circula He por dentro y fuera de ellas), mientras que para el área húmeda se toma el área que ocupa el He en dicha región interna del EC. De nuevo, y como se lleva haciendo en el cálculo de las propiedades equivalente en este epígrafe, es necesario diferenciar los resultados para la zona superior e inferior del elemento combustible, donde los parámetros de  $P_w$  y  $A_w$  difieren.

Tabla 31. Datos geométricos para el cálculo del  $D_h$

	Barras cortas	Barras largas	Barras agua		Canal	
<b>ID [mm]</b>	9.6	9.6	23.4		0.133	<b>Lado int [m]</b>
<b>OD [mm]</b>	11	11	24.9		0.532	<b>P total [m]</b>
<b>Nº [-]</b>	8	66	2			
<b>Perímetro [m]</b>	0.0346	0.0346	0.0782	0.0735		
<b>P total [m]</b>	0.2765	2.2808	0.1565	0.1470		
<b>Ac [m²]</b>	0.0001	0.0001	0.0005	0.0004		
<b>Ac total [m²]</b>	0.0008	0.0063	0.0010	0.0009		

Como ya se ha mencionado, el perímetro mojado fue calculado sumando los perímetros de las barras que componen el interior del EC. En cuanto al área mojada, se obtuvo sustrayendo al área interior del canal, la superficie ocupada por las barras eléctricas y las barras de agua.

Una vez hallados los datos geométricos expuestos en la tabla superior, se procedió al cálculo del diámetro hidráulico haciendo uso de la ecuación 27:

Tabla 32. Cálculo del  $D_h$

	$A_w$ [m²]	$P_w$ [m]	$D_h$ [m]
<b>Zona inferior EC</b>	0.0105	2.8607	<b>0.0147</b>
<b>Zona superior EC</b>	0.0113	2.5843	<b>0.0175</b>

Finalmente, se calcula el valor del coeficiente de resistencia viscoso  $D$  mediante la ecuación 36:

Tabla 33. Cálculo del parámetro de resistencia viscoso  $D$

	Coeficiente de resistencia viscoso, $D$ [1/m²]
Zona inferior EC	<b>2.30E+05</b>
Zona superior EC	<b>1.63E+05</b>

Una vez conocido este parámetro, la pérdida de carga del modelo poroso queda como función de la velocidad del fluido  $\Delta P/L = f(v)$ .

Hubo otro elemento de la instalación que se definió como modelo poroso: el panel de aire. Este elemento como se mencionó en hipótesis y aproximaciones se modeló en ANSYS como un sólido no hueco, al que luego se aproximaría a medio poroso aportándole el parámetro de porosidad y pérdida de carga pertinente. El motivo principal de esta aproximación es debido a



su estructura de panal de abeja (ver figura 18). La pérdida de carga asignada a este elemento fue  $D = 2.7 \cdot 10^6 \frac{1}{m^2}$  (valor obtenido de la literatura [33]).

### 5.2.5 Porosidad

Para terminar de definir el EC como medio poroso, es necesario proporcionarle el parámetro de porosidad que lo define. La porosidad se calcula mediante la expresión:

$$\phi = \frac{A_{fluido}}{A_{total}} \quad (37)$$

Donde  $A_{fluido}$  hace referencia al área que ocupa el He dentro del EC y  $A_{total}$  a toda la superficie transversal interior al canal. Separando este cálculo para la región inferior (zona 2) y superior (zona 3), obtenemos los siguientes resultados:

Tabla 34. Cálculo de la porosidad del elemento combustible

	$A_{canal} [m^2]$	$A_{fluido} [m^2]$	Porosidad [-]
Zona inferior EC	0.0176	0.0105	<b>0.60</b>
Zona superior EC	0.0176	0.0113	<b>0.64</b>

Por otra parte, aplicando la misma expresión 37, se asignó la porosidad correspondiente al panal de aire. Este valor fue de 0.39.

Tras haber definido todas las propiedades equivalentes que permiten el modelado del sistema de barras por un medio poroso, se presenta como siguiente paso la simulación computacional de la instalación experimental, que se explica en el siguiente epígrafe 5.3.

## 5.3 Procedimientos

El análisis computacional termofluidodinámico de la instalación experimental DCS, realizado en el código ANSYS Fluent 18.0, se llevó a cabo siguiendo las directrices publicadas por la guía de buenas prácticas (BPGs) para la aplicación de herramientas analíticas tridimensionales implicadas en ámbitos de seguridad nuclear. El motivo por el cual se siguen estas normas es por el hecho de conseguir cálculos con mayor rigor y calidad.

Las BPGs fueron publicadas por la Agencia de Energía Nuclear (NEA) y por el Comité de Seguridad de Instalaciones Nucleares (CSNI).

En cuanto a los procedimientos realizados, en primer lugar, se llevará a cabo un análisis preliminar del escenario de contenedor experimental de almacenamiento en seco (DCS), donde se calcularán los regímenes de flujo y velocidades con los que poder analizar el escenario que se presenta desde el punto de vista termofluidodinámico. Seguidamente, se mostrarán los procedimientos seguidos en el análisis numérico llevado a cabo en ANSYS Fluent, incluyendo el módulo de geometría, la discretización espacial del modelo (módulo de mallado) y la resolución numérica (módulo de “setup” & solución).

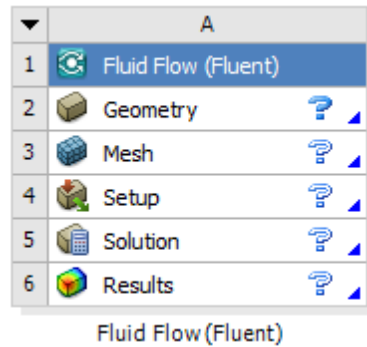


Figura 32. Módulos de ANSYS Fluent

Adicionalmente, se realizó el procedimiento de verificación, un análisis cualitativo en el que se analizará la coherencia física de los resultados numéricos obtenidos en ANSYS. Por último, debido a la disponibilidad de resultados experimentales, se siguió el proceso de validación, un análisis cuantitativo donde se esperan obtener resultados numéricos, posteriores a la simulación, lo más cercanos posibles a los datos experimentales ofrecidos por el Laboratorio Nacional de Sandia.

Estos valores experimentales pueden encontrarse en el anexo C.3. Como puede observarse, se han ofrecido resultados a diferentes presiones de helio (0.003, 1, 4.5 y 8 bar) y potencias de las barras eléctricas (0.5, 1, 2.5 y 5 kW) agrupados en catorce casos. Las lecturas de temperatura publicadas en el informe [33] se corresponden con las de 26 sensores termopar (ver anexo B.3: Listas de sensores termopar).

En el proyecto presentado se han analizado las potencias de 0.5, 2.5 y 5 kW para las presiones de 1 y 4.5 bar, dejando el resto de los casos para trabajos futuros.

### 5.3.1 Análisis preliminar

Se procedió a llevar a cabo la resolución analítica aproximada de la instalación experimental con el objetivo de conocer los regímenes de flujo y velocidades seguidas por los fluidos partícipes, y con el que poder luego realizar una simulación más precisa una vez conocido el escenario termofluidodinámico presente. Para ello, se presentan los cálculos de los diferentes números adimensionales y todos los parámetros relacionados. Se partirá de los resultados experimentales ofrecidos por Sandía referidos a la potencia del EC (calor de decaimiento), temperaturas exteriores de pared, temperatura ambiente del aire y flujo másico del aire correspondientes al caso 5 (ver anexo C.3), ya que este fue tomado como escenario de referencia.

La importancia del uso de números adimensionales radica en su utilidad a la hora de explicar el comportamiento de un fluido bajo análisis. Se han estudiado los números de Reynolds ( $Re$ ), Grashof ( $Gr$ ) y Rayleigh ( $Ra$ ). Matemáticamente, el número de Reynolds expresa la relación entre las fuerzas de inercia y las viscosas de un fluido, siendo de vital importancia en la determinación del régimen seguido por el mismo (laminar o turbulento) que afectará consecuentemente al intercambio de calor de este con el sistema.

$$Re = \frac{\rho v L_c}{\mu} = \frac{\text{fuerzas de inercia}}{\text{fuerzas viscosas}} \quad (38)$$

Valores de  $Re$  por debajo de 2300, indican consecuentemente un régimen laminar, mientras que por encima puede considerarse en transición a turbulento. La transición de régimen laminar a turbulento no es brusca, si no que se produce progresivamente en rangos entre 2300 y 10000.

$Gr$  por su parte, nos muestra el cociente entre las fuerzas de flotabilidad (o empuje) frente a las viscosas que actúa en un fluido.  $Ra$ , que se define también como el  $Gr$  por el número adimensional de Prandtl ( $Pr$ ), se asocia con la transferencia de calor dentro del fluido, siendo de gran utilidad en la determinación del mecanismo de transferencia predominante (por debajo de un valor crítico, 1000, manda la conducción, mientras que, por encima de este, manda la convección).

$$Gr = \frac{g \beta |T_p - T_f| L_c^3}{v^2} = \frac{\text{fuerzas flotabilidad}}{\text{fuerzas viscosas}} \quad (39)$$

$$Pr = \frac{v}{\alpha} = \frac{\mu/\rho}{k/\rho C_p} = \frac{\mu C_p}{k} \quad (40)$$

$$Ra = Gr Pr = \frac{\beta g |T_p - T_f| L_c^3}{v \alpha} \quad (41)$$

Donde  $T_p$  es la temperatura de la pared (K),  $T_f$  la temperatura del fluido (K),  $g$  es la aceleración de la gravedad ( $m/s^2$ ) y  $\beta$  el coeficiente de dilatación térmica ( $K^{-1}$ ) que para el caso de gases ideales se define como la inversa de la temperatura de propiedades ( $T_{prop}$ )<sup>16</sup>.

Como se dijo anteriormente, se partirá de los siguientes resultados experimentales ofrecido por Sandia:

- $T_{barra}$ : 570 K
- $T_{bastidor}$ : 461 K
- $T_{blindaje}$ : 348 K
- $T_{amb}$ : 300 K
- $T_{canal}$ : 511 K
- $T_{cápsula}$ : 403 K
- $\dot{m}_a$ : 0.0531 kg/s
- $q$ : 2.5 kW

Estos valores son resultados de temperaturas en las superficies exteriores, obtenidos por medio de los sensores termopares, por lo que es esperable tener márgenes de error de las propias medidas (se hará un análisis de sensibilidad en el capítulo de “resultados y discusión”).

Durante el análisis, se hizo uso de las dimensiones de los elementos que componen el DCS, así como de las propiedades termofísicas de los diferentes materiales y fluidos, mostradas en epígrafe 4.2: Materiales, medidas y propiedades.

<sup>16</sup> Se aproxima como una media entre la temperatura de la pared y la del fluido

Como el principal interés de estos análisis preliminares está enfocado en las regiones de los fluidos presentes (He y aire), estos cálculos analíticos aproximados se dividirán en tres regiones:

- Región aire (Cápsula – Blindaje interior)

Dada la alta conductividad que presenta el acero al carbono (47 W/mK), se tienen pequeños gradientes de temperatura a través del blindaje, por lo que se asume una  $T_{blind\_int} \approx T_{blind}$ .

Esto puede demostrarse por medio de la resistencia térmica de conducción que presenta la pared cilíndrica del blindaje:

$$R_{t, c_{blind}} = \frac{\ln(r_{ext}/r_{int})}{2 \pi k L} \quad (42)$$

Donde  $r$  hace referencia al radio de la superficie cilíndrica del blindaje,  $L_{blind}$  a la altura del mismo, y  $k$  a la conductividad del acero al carbono. El valor obtenido es del orden de  $10^{-5}$  K/W, un valor muy bajo, por lo que la asunción realizada es coherente.

El aire circula entre la pared interior del blindaje y la exterior de la MPC, por lo que se aproximó una temperatura media del aire entre la de la cápsula (MPC) y la interior del blindaje:

$$\bar{T}_a = \frac{T_{cápsula} + T_{blind}}{2} \quad (43)$$

Como se conoce el gasto másico del aire a la entrada del conducto de aire (0.0531 kg/s), puede estimarse partiendo de la ecuación 2 la velocidad media que tendrá en aire en el canal:

$$v_a = \frac{\dot{m}_a}{\rho A_c} \quad (44)$$

Donde  $\rho$  es la densidad del aire tomada a  $T_{prop}$  ( $\bar{T}_a$ ) y  $A_c$  es el área de la sección horizontal de paso del aire (MPC-blindaje). Se obtuvo una velocidad del aire<sup>17</sup> en el rango del orden de  $[10^0-10^{-1}]$  m/s.

Una vez conocidas la velocidad media, temperaturas, y propiedades termofísicas del aire, pueden definirse los números adimensionales por medio de las ecuaciones 38, 39 y 41, obteniéndose un **Re**  $\approx [4500 - 7600]$  (se hizo uso del  $D_h$ <sup>18</sup> a modo de  $L_c$ ).

No obstante, para hallar el  $Ra$  y  $Gr$ , hay que corregir la expresión 41 para adaptarla a un canal:

$$Ra_{mod} = Ra \frac{D_h}{L_{MPC}} \quad (45)$$

Con lo que se obtuvo un  $Ra_{mod} \approx 3.57 \cdot 10^9$  y un  $Gr \approx 5.2 \cdot 10^9$ .

<sup>17</sup> Posibles variaciones debidas a errores en las medidas de termopar y anemómetros ofrecidos.

<sup>18</sup> El  $D_h$  de un canal es igual a la diferencia de diámetros ( $D_{ext}-D_{int}$ ) entre la cápsula y el blindaje respectivamente.

**Los cálculos preliminares en la región del canal de aire (blindaje interior-MPC) predicen un comportamiento en transición a turbulento del aire en convección natural.**

- Región He (Bastidor – Cápsula interior)

Conocido el calor que atraviesa la MPC (calor de decaimiento  $q = 2.5$  kW), podemos estimar la temperatura interior de la MPC (nótese que una aproximación razonable sería  $T_{\text{cápsula\_int}} \approx T_{\text{cápsula}}$  por los mismos motivos expuestos para el caso del blindaje).

Usando la ecuación 42 se obtiene de nuevo una resistencia térmica del orden de  $10^{-5}$  K/W. En este caso, al disponer de la potencia térmica, se decide realizar el cálculo analítico de la temperatura interna:

$$q = \frac{\Delta T}{R} \quad (46)$$

Donde el gradiente de temperaturas es entre la pared interior y exterior de la cápsula y  $R$  la resistencia térmica a conducción.

$$T_{\text{cápsula\_int}} = q R + T_{\text{cápsula}} \quad (47)$$

Obteniéndose una temperatura interior de la cápsula de 403.2 K, una variación mínima que confirma la asunción realizada.

Las propiedades del He en esta región se tomaron a una temperatura media del He aproximada como:

$$\overline{T}_{\text{He}} = \frac{T_{\text{bast}} + T_{\text{cápsula}}}{2} \quad (48)$$

Para conocer el régimen seguido por el He en esta región, es necesario estimar el calor convectivo que es disipado por el He tanto en la pared del bastidor como en la de la MPC. Para ello, es necesario calcular primero el número de Nusselt, un número adimensional que mide la relación entre el calor transferido por convección con respecto al transferido por conducción:

$$Nu = \frac{h L_c}{k} = \frac{\text{TC por convección}}{\text{TC por conducción}} \quad (49)$$

Donde  $h$  es el coeficiente convectivo de transferencia de calor (unidades de  $\text{W/m}^2\text{K}$ ) y  $k$  la conductividad del fluido. La correlación utilizada en la obtención de  $Nu$  ha sido la de Churchill y Chu para convección natural en flujo externo sobre paredes verticales. Tanto el bastidor como la cápsula se aproximaron a paredes verticales. La condición que se debe cumplir en ambos es la siguiente:

$$\frac{OD}{L} \geq \frac{35}{Gr_L^{1/4}} \quad (50)$$

De tal manera que la correlación se define de la siguiente forma:

$$Nu = \left\{ 0.825 + \frac{0.387 Ra_L^{1/6}}{\left[ 1 + (0.492/Pr)^{9/16} \right]^{8/27}} \right\}^2 \quad (51)$$

El cálculo se realiza tanto para la pared del bastidor como la de la MPC, donde el número de Ra se define para una longitud característica igual a la longitud del bastidor y cápsula respetivamente ( $Ra \approx 1.4 \cdot 10^9$  para el bastidor y  $Ra \approx 1.6 \cdot 10^9$  para la cápsula). A continuación, combinando las ecuaciones 49 y 51, se obtuvieron los coeficientes convectivos.

Conocido el parámetro  $h$ , puede estimarse un valor del calor convectivo disipado por el He en la pared del bastidor y de la cápsula mediante la ecuación de enfriamiento de Newton:

$$q = h A (T_p - T_f) \quad (52)$$

Donde  $A$  hace referencia a la superficie en contacto con el fluido, en la cual se produce el intercambio de calor (en este caso la pared del bastidor/cápsula).

De la expresión 52 se obtiene el calor convectivo correspondiente al intercambio de calor bastidor-He y al correspondiente al He-cápsula. Aplicando ahora la conocida ecuación de la energía pueden obtenerse los gastos máscicos de He:

$$q = \dot{m}_{He} C_p \Delta T_{He} \quad (53)$$

Donde  $q$  es la potencia térmica que es disipada por convección por el He. Asumiendo una variación de  $T$  en el Helio de 150 K (razonable en estudios de contenedores de almacenamiento) se obtienen unos gastos máscicos del orden de  $10^{-4}$  kg/s en ambas regiones. Aplicando la ecuación 44, esto se traduce en unas velocidades que oscilan en un rango de magnitud de  $[10^{-2}-10^{-1}]$  m/s. Conocidas las velocidades, y de manera similar a como se hizo anteriormente con el aire, ya es posible definir el número de **Re** (ecuación 38), del que se obtuvieron unos valores  $\approx [200 - 20]$  (La  $L_c$  era el  $D_h$ ).

**Por lo demostrado anteriormente, se predice que el He que circula entre el bastidor y la cápsula presente un comportamiento laminar en convección libre.**

- Región He (Interior elemento combustible -medio poroso-)

Conocido un valor aproximado de la temperatura exterior de las vainas de combustible (barras eléctricas) y del bastidor (de nuevo se puede considerar  $T_{bast\_int} \approx T_{bastidor}$  por los mismos argumentos expuestos anteriormente), se define la temperatura de propiedades del He en esta región:

$$\overline{T}_{He\_EC} = \frac{T_{barra} + T_{bastidor}}{2} \quad (54)$$

De manera análoga a como se hizo en la región previa de He, será necesario estimar el calor convectivo disipado por convección al He en el interior del EC. Para llevar a cabo este

cálculo, se ha usado la correlación de medio poroso con generación de calor uniforme y la expresión genérica de Nu:

$$Nu = 1.03 (Pr Gr_{mod})^{1/3} \quad (55)$$

$$Nu = \frac{h L_a}{k_{poroso}} \quad (56)$$

Donde el  $Gr$  utilizado se ha modificado también para un medio poroso con generación uniforme de calor en base a la ecuación de Darcy:

$$Gr_{mod} = K \frac{\beta g q'' L_a^2}{k_{poroso} \nu \alpha} \quad (57)$$

Donde la  $L_a$  es la longitud en la que se genera el calor en las barras y  $K$  es la permeabilidad del medio, definida como la inversa del parámetro de resistencia viscosa (expresión 36):

$$K = \frac{2 D_h^2}{F} = \frac{2 D_h^2}{100} \quad (58)$$

Por otra parte, tenemos  $k_{poroso}$ , definido como la conductividad del medio poroso, que para un cálculo aproximado puede realizarse por medio de la siguiente expresión:

$$k_{poroso} = \emptyset k_{He} + (1 - \emptyset) k_{barras} \quad (59)$$

Donde se recuerda que  $\emptyset$  es la porosidad del medio poroso y  $k_{barras}$  la conductividad de las barras eléctricas que generan el calor uniforme.

Se obtuvo un  $Gr_{mod} \approx 5.8 \cdot 10^5$ . Además, combinando las expresiones 55 y 56, se obtiene el coeficiente convectivo de transferencia de calor  $h$ .

De manera semejante al procedimiento anterior, se ha aplicado la ecuación 52 para obtener el calor convectivo y con este el flujo másico de He por el interior de los elementos combustible, del orden de  $10^{-4}$  kg/s. Las velocidades por su parte se encuentran en un orden de magnitud de  $[10^{-2}-10^{-1}]$  m/s.

Finalmente, se obtiene el número de Reynolds, que en esta región se encuentra en el intervalo  $Re \approx [140 - 100]$ .

**Estos valores del número de  $Re$  dejan entrever un régimen laminar del He que circula por el interior de los elementos combustibles (medio poroso).**

Los mismos análisis preliminares se siguieron para los casos más extremos<sup>19</sup> que se llevaron a simulación, correspondientes con los casos 3 y 10, obteniéndose similares números

---

<sup>19</sup> Caso 3:  $P_{He}$ :1 bar;  $q$ :0.5 kW  
Caso 10:  $P_{He}$ :4.5 bar;  $q$ :5 kW

adimensionales, por lo que se esperan los mismos regímenes descritos en este apartado para el abanico de casos restantes.

### 5.3.2 Geometría

El modelo tridimensional de la instalación experimental “Dry Cask Simulator” se diseñó en el módulo de geometría (software ANSYS DesignModeler). Para ello se partió de las medidas recopiladas en la tabla 40 (anexo B.2). Tras finalizar el proceso de modelado, se procedió a representar un octavo de la instalación debido a la simetría que presentaba. Esto como ya se dijo, traería consigo una importante reducción del coste computacional del sistema.

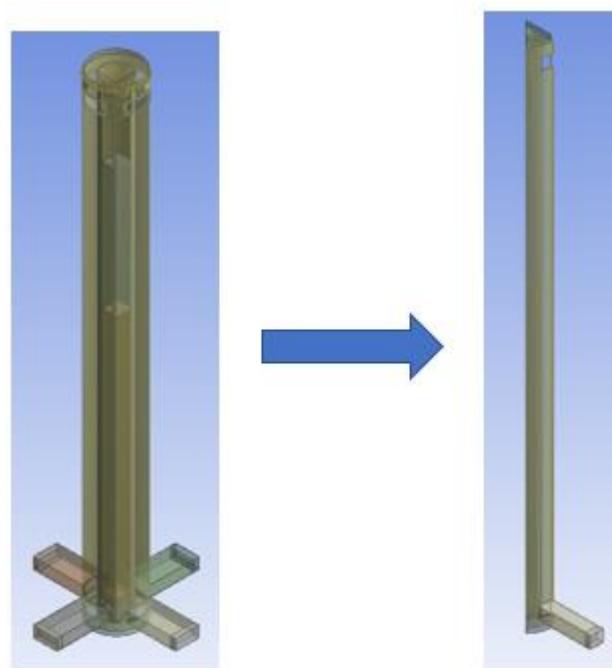


Figura 33. Geometría completa de la instalación experimental (izqda) junto con geometría a 1/8 (drcha)

En la geometría pueden diferenciarse todas las partes que se llevaron a simulación:

- Elemento Combustible (aproximado a modelo poroso)
- Canal
- Bastidor
- Cápsula (MPC)
- Blindaje
- Aislante
- Conductos de aire
- Panal de aire (“Honeycomb”)
- Tapas superior e inferior

Imágenes detalladas de cada una de las partes pueden consultarse en el anexo C.3: Geometría 3D ANSYS Fluent.



### 5.3.3 Discretización espacial

El código CFD ANSYS Fluent está programado para trabajar bajo la teoría de elementos finitos (MEF). Esta teoría se basa en la conversión de volúmenes continuos en un modelo discreto, que subdivide el cuerpo en pequeños elementos unidos entre sí mediante nodos<sup>20</sup>, proceso que recibe el nombre de discretización espacial del modelo. La utilidad que presenta el MEF es la posibilidad de llevar a cabo la aproximación en el resultado de ecuaciones diferenciales parciales de compleja resolución. Puesto que el método de los elementos finitos proporciona una solución aproximada, la representatividad de los resultados recae en la calidad del mallado de nuestro sistema. De esta forma, se hace necesario el llevar a cabo en última instancia, un análisis de sensibilidad de la malla con el fin de estudiar la influencia del refinamiento de la misma en los resultados obtenidos. Por tanto, es en el mallado, donde reside la mayor importancia y a la vez dificultad del proceso de simulación, ya que un mallado de baja calidad nos arrojará resultados poco precisos.

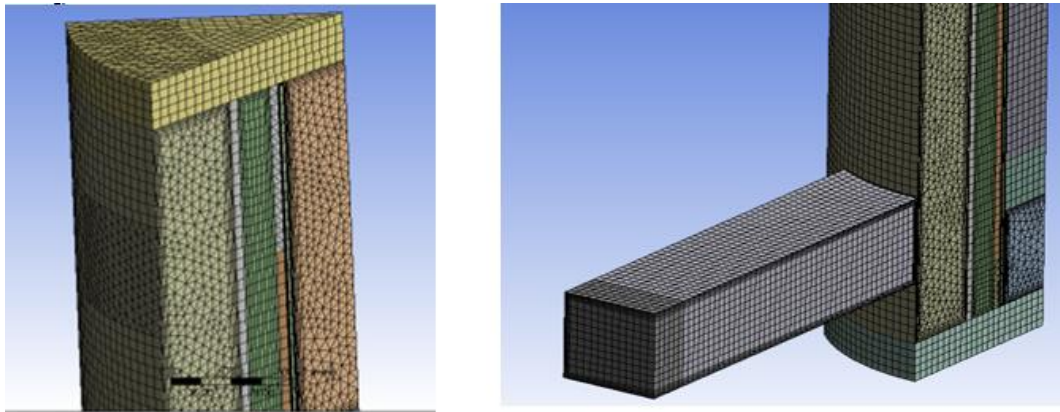


Figura 34. Mallado del DCS, mostrando la parte superior (izqda) e inferior (drcha)

En el proceso de mallado, existe un parámetro adimensional que resulta fundamental, y que se define como la distancia adimensional al primer elemento del mallado. Este parámetro recibe el nombre de  $y^+$ .

Resulta importante en el modelaje de la turbulencia el poder determinar el tamaño apropiado de las celdas que componen el mallado cerca de las paredes (generadores de turbulencia), que son las zonas en la que el fluido está desarrollándose hidrodinámicamente (se encuentra por debajo de la capa límite hidrodinámica). De esta forma, el simulador computacional es capaz de captar este fenómeno y consecuentemente resolver correctamente<sup>21</sup> el modelo de turbulencia escogido. El cálculo analítico del  $y^+$  responde a la siguiente ecuación:

$$y^+ = \frac{v_\tau y_w}{\nu} \quad (60)$$

Donde  $v_\tau$  es la velocidad de fricción en la zona más cercana a la pared,  $\nu$  es la viscosidad cinemática y  $y_w$  es la distancia a la pared más cercana.

<sup>20</sup> Puntos de unión de los elementos finitos donde se calcula la solución del sistema.

<sup>21</sup> Los modelos de turbulencia requieren valores concretos de  $y^+$  para poder aplicarse.

Para el modelo de turbulencia seleccionado para el aire ( $k-\epsilon$  low Reynolds) y que será explicado en el epígrafe 5.3.4, se recomienda un valor  $y^+ < 5$ . A partir de este valor se puede obtener la distancia  $y_w$  que garantiza un mallado correcto cerca de las paredes.

En lo referente a los tipos de mallados disponibles en el módulo “Mesh” (software ANSYS Meshing) destacamos:

- Automático (“Automatic Method”): es la opción por defecto. Genera un mallado por barrido en los cuerpos siempre que sea posible. De lo contrario, genera tetraedros.
- Tetraédrico (“Tetrahedrons Method”): genera una malla tetraédrica.

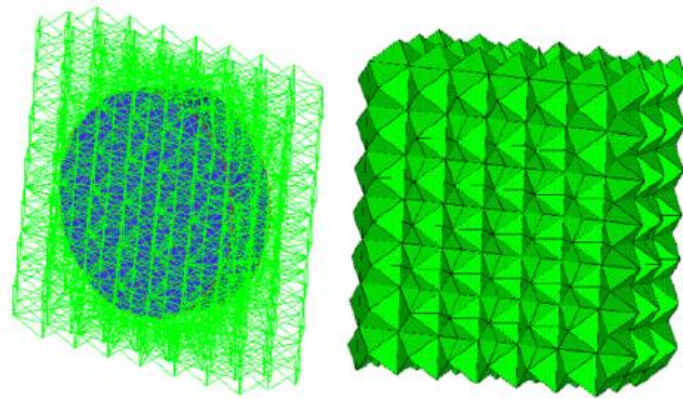


Figura 35. Ejemplo de mallado tetraédrico [Recuperado de ANSYS]

- Hexaédrico (“Hex Dominant Method”): genera una malla hexaédrica. Empleado normalmente para cuerpos que no pueden ser mallados por barrido

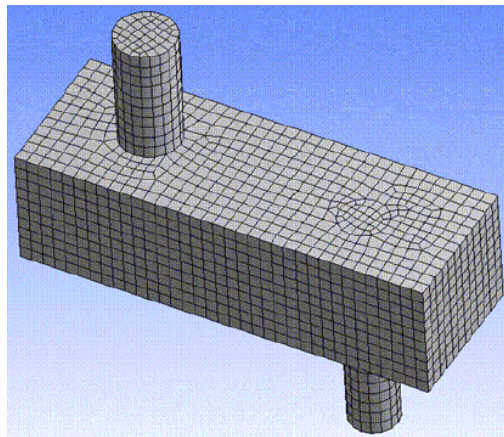


Figura 36. Ejemplo de mallado hexaédrico [Recuperado de ANSYS]

- Por barrido (“Sweep Method”): crea un mallado por barrido. Se emplea en cuerpos que requieran un mallado por extrusión (barrido) o en cuerpos que presenten simetría axial por revolución con la cara fuente y objetivo compartiendo la misma topología.

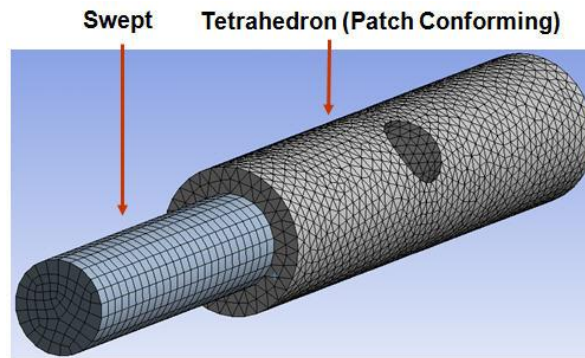


Figura 37. Ejemplo de mallado por barrido (primer sólido) y tetraédrico (segundo sólido) [Recuperado de ANSYS]

- Multizona (“Multizone Method”): genera una malla pura hexaédrica siempre que sea posible, cuando no lo es, hace uso del mallado por barrido para las regiones estructuradas y un mallado libre para las no estructuradas. Opera de manera similar a como lo hace el mallado por barrido, usándose principalmente cuando este último no puede aplicarse de manera directa.

[38]

En el mallado del sistema DCS presentado, tanto el volumen de aire presente entre la cápsula y blindaje como el propio blindaje se mallaron por medio del método automático. Los cuerpos que representan los volúmenes de He (incluyendo las regiones 1 y 2 del EC) fueron mallados según el método de tetraedros y multizona. Las regiones 2 y 3 del elemento combustible, que como se debe recordar, representan las zonas de barras aproximadas en medio poroso (zonas activas de generación de calor), así como la capa de aislante, fueron mallados por medio del método por barrido. El resto de las partes que componen el sistema fueron malladas de acuerdo con el método multizona (bastidor, cápsula, aire del interior de los conductos, el panel de entrada de aire y las dos tapas del contenedor).

Imágenes detalladas de cada una de las partes malladas pueden consultarse en el anexo C.3: Discretización espacial (nótese que la geometría mallada representada es la de un octavo).

Cabe destacar el uso de herramientas como “Inflation”, en las zonas de contacto de los fluidos con sólidos con el fin de hacer un mallado más fino y que consiguiese reflejar con precisión el fenómeno de la turbulencia en la zona próxima a las paredes. A continuación, se muestra un esquema que refleja los métodos de mallado usados en los diferentes elementos.

➤ <b>Automatic</b>	➡	<b>Aire (Cápsula-Blindaje), Blindaje</b>
➤ <b>Tetrahedrons</b>	➡	<b>Helio x4</b>
➤ <b>Hex Dominant</b>	➡	<b>-</b>
➤ <b>Sweep</b>	➡	<b>Elemento combustible, Aislante</b>
➤ <b>Multizone</b>	➡	<b>Helio x2, Bastidor, Cápsula, Aire (Int. Conductos), Panel (Honeycomb), Tapas x2</b>

Figura 38. Ilustración de los métodos de mallado usado en los distintos elementos

El motivo por el cual se observan seis partes referidas al helio es debido a la dificultad que presentaba el llevar a cabo un mallado directo sobre el volumen completo que ocupaba el He,

principalmente por la dificultad geométrica que mostraba dicho volumen. Es una táctica habitual en estos casos el segmentar el volumen en cuerpos más pequeños y geométricamente más sencillos y por ende más favorables a la hora de aceptar un tipo de mallado u otro.

Tras llevar a cabo la discretización de los diferentes volúmenes, se obtuvieron un total de 444930 celdas. El mallado fue no estructurado, es decir, la malla no sigue un patrón topológico semejante que se reproduce en todas las direcciones del espacio, ya que cada elemento es mallado con un método distinto.

Con el objetivo de valorar la calidad de la malla realizada, se han analizado una serie de parámetro que permiten cuantificar dicha calidad:

- Relación de aspectos: es el cociente entre el valor máximo y mínimo del tamaño de los lados que forman las celdas. Se consideran valores aceptables en el rango [10-50].

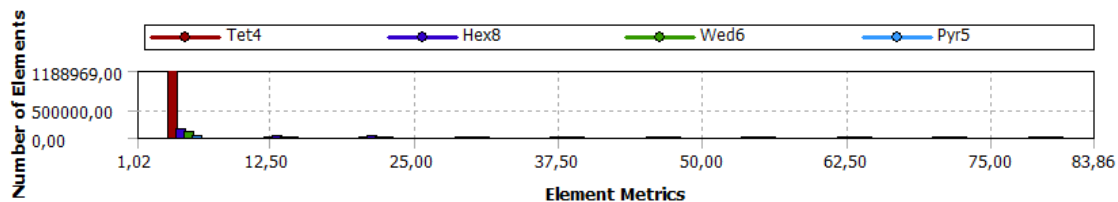


Figura 39. Análisis calidad de la malla: relación de aspectos

De los resultados obtenidos del mallado, puede observarse que la media de los resultados obtenidos se encuentra en valores por debajo de 50. Por lo que en su conjunto el mallado cumple con este parámetro de calidad.

- Calidad ortogonal: representa el coseno del ángulo entre el vector que une el centroide de la celda con las celdas adyacentes (normal) y el vector desde el centroide de la celda a cada una de las caras. El rango que mide este parámetro es entre 0 y 1, donde 0 es el peor caso y 1 el mejor.

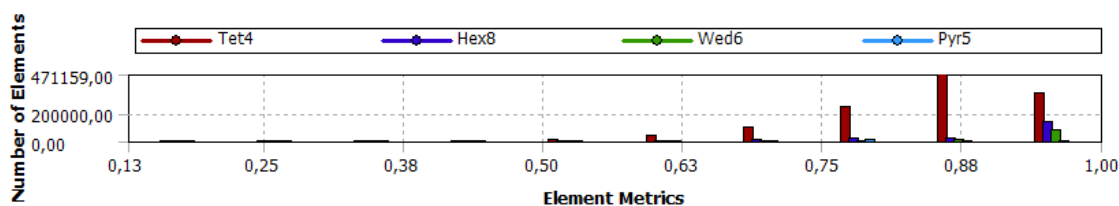


Figura 40. Análisis calidad de la malla: calidad ortogonal

Como puede observarse, el grueso de los elementos de la malla tiene calidades ortogonales en el rango [0.7-1], por lo que se considera aceptable.

- Distorsión angular: parámetro que mide la desviación angular que presentan las celdas con respecto a la celda equilátera perfecta. Valores superiores a 0.8 se consideran inaceptables.

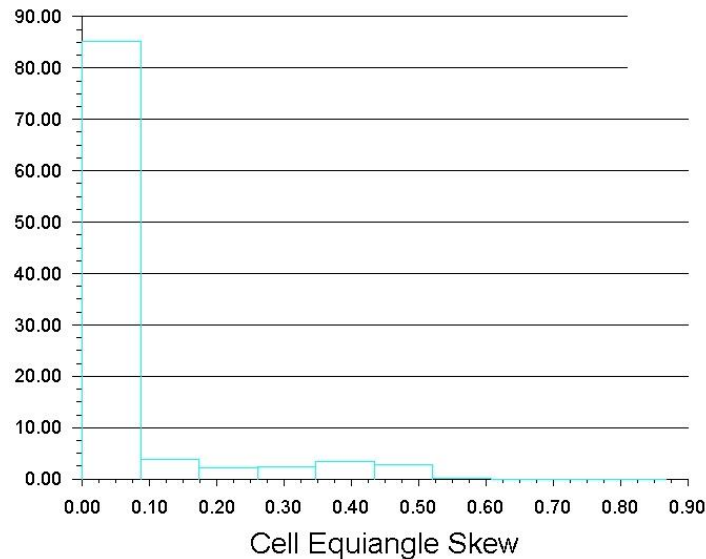


Figura 41. Análisis calidad de la malla: distorsión angular

En base a los resultados observables en el histograma, podemos afirmar que la malla presenta valores admisibles desde el punto de vista de la desviación angular (la mayor parte de las celdas entre 0 y 0.6).

- Distorsión volumétrica: parámetro que mide la desviación volumétrica que presentan las celdas con respecto a la celda equilátera perfecta. De nuevo, valores superiores a 0.8 se consideran no aceptables.

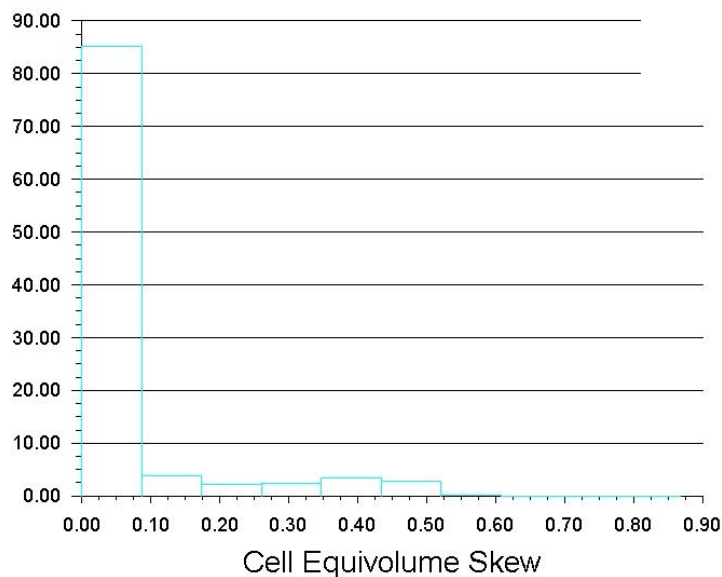


Figura 42. Análisis calidad de la malla: distorsión volumétrica

Valores muy similares a los obtenidos para el parámetro de distorsión angular, por lo que se considera admisible el mallado también desde el punto de vista de la distorsión volumétrica.

- Factor de crecimiento: representa el incremento entre lados de celdas consecutivas. Valores aceptables se consideran por debajo de 2.



En la malla realizada, se obtuvo un valor de 1.2, es decir un incremento del 20%. Valor que se considera aceptable de acuerdo con el criterio descrito.

Por último, se procede a demostrar la independencia de la malla en los resultados obtenidos. Para ello, se realizó otra simulación, pero con un mallado más fino (mayor número de celdas), acción que se realiza directamente desde el “mallador”. El proceso de refinamiento consiste básicamente en dividir en dos cada lado de una celda, resultando, por tanto, un total de ocho celdas por cada celda refinada como se ilustra en la figura 43.

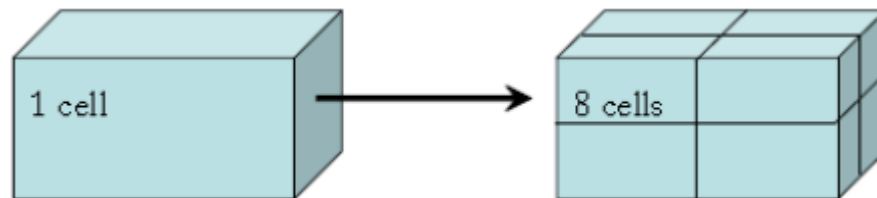


Figura 43. Ilustración de la división de una celda en el proceso de refinamiento de una malla

Tras el refinamiento se obtuvo un total de 1475928 celdas.

Con el fin de evaluar la influencia de la malla en los resultados obtenidos se ha representado una distribución de temperaturas con respecto a la posición radial de los dos modelos (estos valores son obtenidos al final del proceso de resolución numérica, punto 5.3.4 descrito más adelante). La altura a la que se tomó ha sido a 3.194 m, región a una altura suficientemente alta como para evitar posibles perturbaciones:

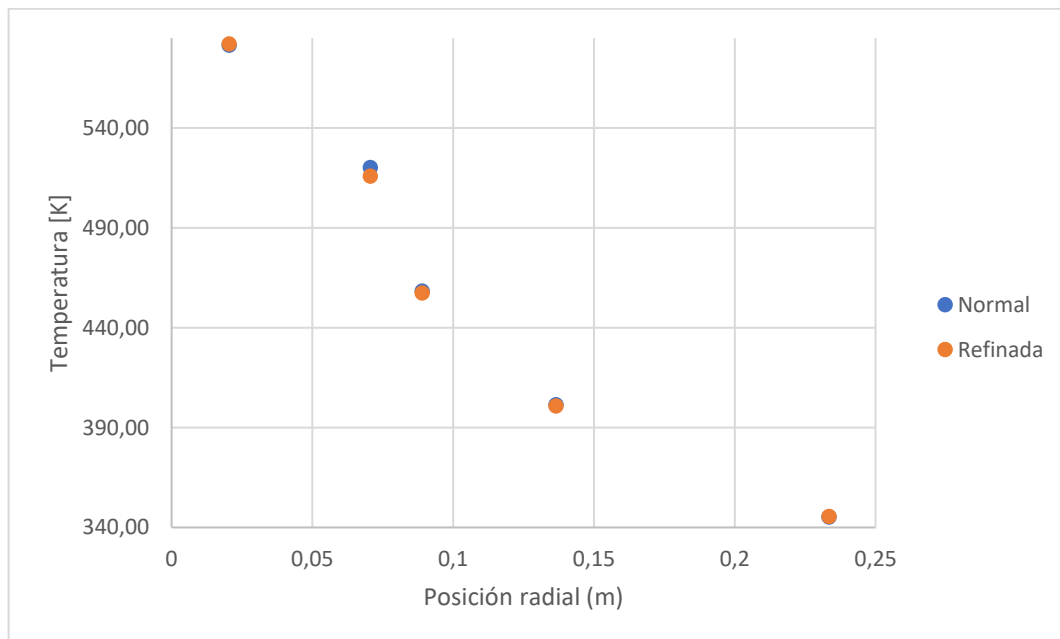


Figura 44. Distribución radial de temperaturas para la malla normal y refinada

Como puede observarse, resultados similares se obtienen con una malla gruesa (la malla empleada en las simulaciones) y otra más fina, lo que indica que la malla es suficientemente aceptable, y los resultados que de ella se extraen son independientes del tipo de mallado realizado.

[39]

Existen ecuaciones analíticas que permiten estimar el error numérico máximo que se comete entre los resultados obtenidos mediante una malla gruesa y una infinitamente refinada. Es el caso de la ecuación expuesta a continuación derivada de la llamada extrapolación de Richardson [40]:

$$T_{R_\infty} = T_N + \frac{T_N - T_R}{r^2 - 1} \quad (61)$$

Donde  $T_{R_\infty}$  es la temperatura que se obtendría en una malla con celdas infinitamente pequeñas/refinadas,  $T_N$  la temperatura obtenida en un punto<sup>22</sup> de la malla empleada (581.53 K),  $T_R$  obtenida en el mismo punto, pero de la malla refinada (582.12 K) y  $r$  la llamada densidad de malla (3.3), que se define como el cociente entre el número de celdas de la malla fina y gruesa.

Con el valor de la temperatura  $T_{R_\infty}$  (581.27 K), podemos estimar el error relativo que se comete:

$$\epsilon_r = \left| \frac{T_N - T_{R_\infty}}{T_{R_\infty}} \right| \quad (62)$$

En el caso estudiado, el error cometido es inferior al 0.1 %, suficientemente pequeño como para dar por válida la malla empleada.

### 5.3.4 Resolución numérica

En este epígrafe se muestran las distintas opciones de cálculo que se seleccionaron en el software “Fluent v18.0” del código ANSYS tras haber llevado a cabo el proceso de mallado, así como las diferentes condiciones de contorno en el dominio de nuestro sistema. Estas opciones se pueden englobar dentro de dos grupos: aproximaciones físicas y aproximaciones numéricas.

#### Aproximaciones físicas

- Modelo de turbulencia usado:  $k - \epsilon$  para bajo Re.
- Modelo de radiación empleado: “Discrete Ordinates” (DO).
- Propiedades termofísicas de los materiales: tabuladas con la  $T$  mediante interpolación lineal entre los valores dados.
- Implementación de funciones definidas por el usuario (UDF) para el cálculo de la densidad del He, la emisividad de las paredes del canal y los coeficientes convectivos de transferencia de calor en las paredes externas del DCS.
- Definida la intensidad de turbulencia (%) en las regiones de entrada y salida de aire.

#### Aproximaciones numéricas

- Método de solución: algoritmo acoplado (“coupled”) para llevar a cabo la simulación del acoplamiento presión-velocidad.

---

<sup>22</sup> Se escogió la  $T$  de la barra ( $T_{\text{barra}}$ ) del caso 5 de simulación (sensor DT\_48).

- Criterio de convergencia del método iterativo: basado en los errores residuales de las ecuaciones de continuidad, momento, turbulencia y radiación.

Estos puntos son explicados en detalle en los sucesivos subepígrafos.

#### 5.3.4.1 Aproximaciones físicas

A modo de requisito indispensable previo a la simulación computacional, es necesario definir en “Fluent” los métodos de resolución numérica que más se aproximen a la física del modelo experimental propuesto. Estos se seleccionan a través de los modelos de turbulencia y radiación. Adicionalmente se explica cómo se han implementado las propiedades y modelado de materiales sólidos y fluidos.

##### Modelos de turbulencia:<sup>23</sup>

El modelado de la turbulencia abarca desde pronósticos del clima hasta prototipos virtuales de innovadores coches, aviones, intercambiadores de calor, motores de turbinas de gas, reactores, etc. Resulta de gran interés tanto para la sociedad como la industria llevar a cabo simulaciones precisas de flujos turbulentos y es por ello por lo que el modelado de la turbulencia es un elemento fundamental en los CFDs.

Estos flujos turbulentos desafortunadamente se caracterizan por tener campos de velocidades fluctuantes en los cuales existen fluctuaciones a escala reducida y a alta frecuencia. Es por ello, que se necesita una enorme cantidad de información si uno pretende describir de manera exhaustiva el flujo turbulento que se genera en las proximidades de las paredes. Estos flujos serán consecuentemente difíciles de representar, dado el gran coste computacional que requiere su simulación. A pesar de ello, normalmente no se requiere la información completa del historial de tiempo de cada flujo, por lo que en lugar de simular de manera exacta las ecuaciones que gobiernan dicho fluido, estas se manipulan de tal manera que consiguen eliminar las fluctuaciones a escala reducida y alta frecuencia, quedándonos un conjunto de ecuaciones simplificadas y computacionalmente menos costosas de resolver. Como consecuencia de esta manipulación, estas nuevas ecuaciones contendrán nuevas variables incógnitas que deberán ser identificadas. Aquí es donde entran en juego los modelos de turbulencia, cuyo objetivo es la determinación de dichas variables con el fin de representar las ecuaciones de Navier-Stokes modificadas necesarias para el cálculo de la fluidomecánica.

Las ecuaciones de Navier-Stokes (NS) son un conjunto de ecuaciones en diferenciales parciales no lineales que representan la física de un fluido. Estas ecuaciones de la mecánica de fluidos se obtienen aplicando las ecuaciones de conservación que gobiernan el comportamiento dinámico de un fluido: la conservación de la masa (o continuidad), la conservación del momento cinético y por último la conservación de la energía.

De los modelos de resolución numérica para la turbulencia, se dispone de bastantes alternativas. La elección de uno u otro va a estar condicionado a la dificultad del modelo a simular, el grado de realismo al que se quiere llegar y por último el coste computacional que uno está dispuesto a asumir.

---

<sup>23</sup> Los modelos y procedimiento explicados se han expuesto de manera somera y simplificada. Para mayor grado de detalle, consultar el documento de la referencia.



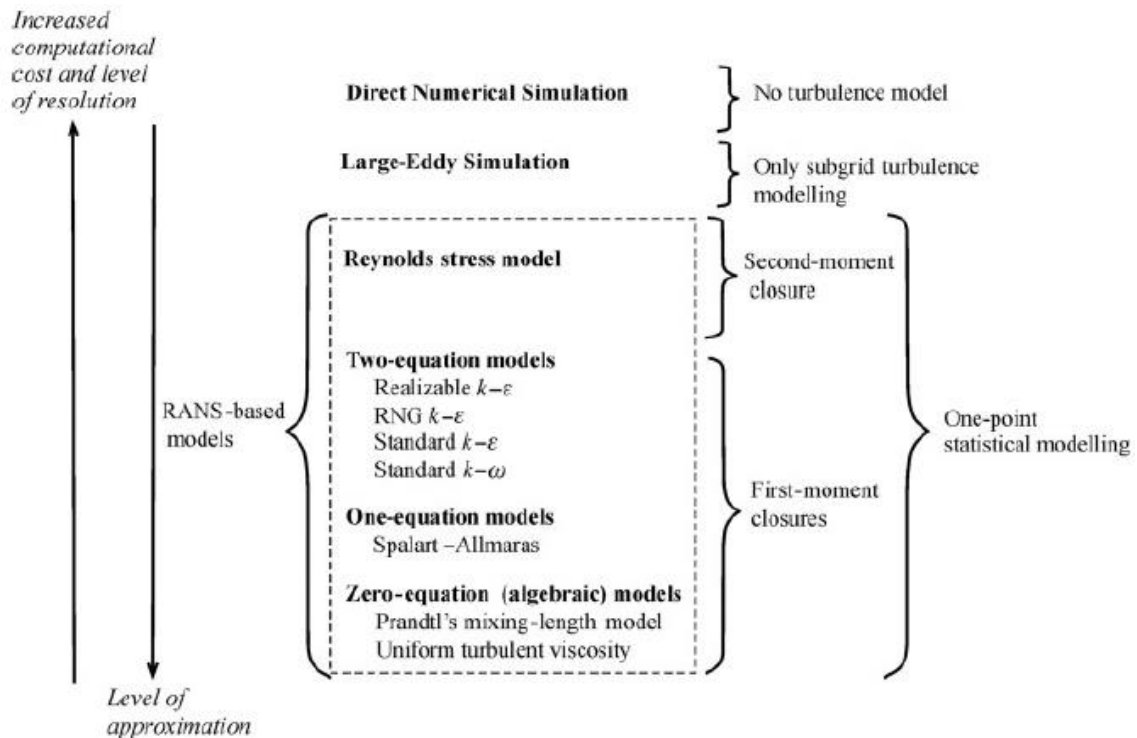


Figura 45. Esquema de los modelos de turbulencia [Recuperado de ComputationalFluidDynamics for Engineers]

Como puede observarse en la figura superior, cuantas menos aproximaciones se lleven a cabo, mayor será la potencia computacional requerida. Tenemos dos grupos de resolución de turbulencia, los que llevan a cabo una resolución directa de la mecánica del fluido y los que hacen uso de modelos de turbulencia para aproximar dicho fenómeno. En el primer grupo destaca el modelo DNS (“Direct Number Simulation”) que lleva a cabo la resolución directa de las ecuaciones transitorias tridimensionales de Navier-Stokes, por lo que no necesita de ningún modelo de turbulencia. Como puede intuirse, este método resolutorio requiere un gran gasto computacional y tiempo de cálculo por lo que no se suele aplicar en problemas reales de ingeniería.

En el segundo grupo, encontramos los modelos de turbulencia que hacen uno de aproximaciones con el fin de resolver el fenómeno de la turbulencia de la manera más eficiente posible. Destaca el modelo LES (“Large-Eddy Simulation”), que extiende la utilidad del modelo DNS para aplicaciones prácticas de ingeniería, ya que deja intencionalmente sin resolver las escalas de turbulencia más pequeñas (las fluctuaciones a escala reducida) centrándose únicamente en las grandes. Consecuentemente, se aprecia un ahorro computacional sustancial, que pese a ello sigue requiriendo de una capacidad de cálculo suficientemente grande como para pensar en el uso de otros modelos de turbulencia viables en problemas prácticos de ingeniería. Estos nuevos modelos hacen uso de un nivel de aproximación basado en el promedio de Reynolds de las ecuaciones de Navier-Stokes (“Reynolds-averaged Navier-Stokes equations” o con sus siglas RANS “equations”). Esta aproximación propuso que las variables podían separarse en una contribución media y otra fluctuante (descomposición de Reynolds) de tal manera que las ecuaciones de Navier-Stokes eran formuladas atendiendo únicamente a esa componente media, dando lugar a las ecuaciones RANS mencionadas previamente, muy parecidas a las originales, pero con un

término extra que era necesario de hallar: la tensión de Reynolds, componente del tensor de tensiones en un fluido. En resumidas cuentas, la consecuencia de promediar en el tiempo las ecuaciones de NS para explicar el fenómeno de la turbulencia nos induce esta nueva incógnita.

Atendiendo a esta nueva forma de modelar el fenómeno de la turbulencia surgen nuevos modelos que consiguen aproximar el tensor de tensiones de Reynolds. Según el número de ecuaciones de transporte extra que aporten, encontramos los modelos de cero, una o dos ecuaciones. Las dos primeras, consiguen realizar buenas predicciones en escenarios de flujos simples mientras que para flujos más generales y complejos se usa el modelo de dos ecuaciones, que permiten determinar de manera independiente la velocidad y longitud del flujo turbulento. Como es lógico, el aumento en el número de ecuaciones (menor grado de aproximación) lleva a un mayor coste computacional.

Dentro de los modelos de dos ecuaciones, se encuentran los llamados modelos  $k - \omega$  y  $k - \epsilon$ , que reciben el nombre según las variables turbulentas que son resueltas para modelar la escala de velocidades y longitudes mencionadas anteriormente, y que permite llevar a cabo eventualmente la definición final del tensor de Reynolds. Donde  $k$  es la variable de la ecuación de transporte que representa la energía cinética turbulenta,  $\omega$  la tasa de disipación turbulenta específica y  $\epsilon$  la disipación turbulenta.

Estos modelos de dos ecuaciones son los más comunes a la hora de modelar el fenómeno de la turbulencia. En el proyecto presentado, se eligió el modelo  $k - \epsilon$ , pero adaptado para un flujo turbulento en desarrollo ( $Re$  entre 2300 y 10000), que recibe el nombre de modelo  $k - \epsilon$  **de bajo número de Reynolds** (“low Reynolds  $k - \epsilon$  model”). La nomenclatura de “bajo  $Re$ ” hace referencia al hecho de que la turbulencia está en el tramo de desarrollo y no en el desarrollado ( $Re > 10000$ ). Este modelo, requiere un  $y^+ < 5$ , por lo que el primer punto del mallado deberá estar a un valor  $y^+$  menor que cinco. (Debe recordarse que el  $y^+$  permite determinar a través de la ecuación 60 la distancia mínima de mallado desde la pared del sólido  $y_w$ ).

Información obtenida y traducida de la bibliografía: [41], [42]

#### Modelos de radiación:<sup>24</sup>

La elección de un modelo de radiación u otro va a depender del escenario a resolver. Los más utilizados a nivel CFD son los modelos “Rosseland”, P1, “Discrete Ordinates” (DO), “Surface to surface” (S2S) y “Discrete Transfer Radiation Model” (DTRM).

Un parámetro importante a la hora de escoger el modelo de radiación es el llamado espesor óptico  $\tau$ , que se define como el logaritmo neperiano del cociente de la potencia radiante incidente entre la transmitida a través de un material. Para valores mayores que uno, los modelos P1 y “Rosseland” son las mejores opciones. Típicamente, el modelo P1 se recomienda su uso en escenarios con  $\tau > 1$ , mientras que, a partir de valores mayores de tres, el modelo de “Rosseland” resulta menos costoso y eficiente. En el caso de los modelos DO y DTRM, estos funcionan en todo el rango de espesores ópticos, aunque requieren de un coste

---

<sup>24</sup> Para información más detallada, dirigirse a la dirección de la referencia

computacional mucho mayor que los anteriores. Para problemas ópticamente delgados ( $\tau < 1$ ), los únicos modelos que se consideran apropiados son el DO y DTRM, siendo por tanto la única alternativa.

Atendiendo a los parámetros de emisividad y dispersión, los modelos P1, “Rosseland” y DO tienen en cuenta la dispersión, mientras que el modelo DTRM la desprecia en los cálculos de radiación. En cuanto a la emisividad, el modelo “Rosseland” usa unas condiciones de temperatura en las paredes que hacen que dicho modelo sea insensible a la emisividad de la pared.

En cuanto a efectos de partículas, solo los modelos P1 y DO consideran el intercambio de radiación entre gases y partículas a la hora de llevar a cabo los cálculos.

Por otra parte, el modelo DO resulta la única opción viable para representar el fenómeno de radiación en escenarios con paredes semitransparentes (e.g., vidrio) y en paredes especulares (e.g., en espejos libres de suciedad) y parcialmente especulares (e.g., en espejos con suciedad) en las que el modelo DO considera la reflexión especular<sup>25</sup>. Adicionalmente, el modelo “Discrete Ordinates” es el único capaz de calcular la radiación no gris mediante el uso de un modelo de banda gris, disponible en “Fluent”.

En problemas con fuentes de calor localizadas, como es el caso del proyecto presentado, el modelo P1 ha demostrado sobre-predecir los flujos de radiación, siendo los modelos DO y DTRM los más fieles a la hora de representar dicha radiación en estos escenarios.

Por último, el modelo S2S, se usa cuando se quiere tener en cuenta el intercambio de radiación en un recinto cerrado de superficies grises difusas, donde la principal asunción tomada por este modelo es el hecho de ignorar cualquier efecto de absorción, emisión o dispersión de la radiación, considerando por tanto únicamente la radiación superficie-superficie.

El modelo que se consideró más apropiado al escenario de proyecto presentado, dada su gran versatilidad y pese al coste computacional requerido, fue el modelo “**Discrete Ordinates**” (DO).

Información obtenida y traducida de la bibliografía: [43]

#### Propiedades y modelado de materiales sólidos y fluidos:

Como ya se mencionó en el epígrafe 5.1 de hipótesis y aproximaciones, las propiedades de los materiales (conductividad, calor específico y densidad) se introdujeron tabuladas con respecto a la temperatura (interpolación lineal entre valores) dentro del subapartado de materiales, de tal manera que el código ANSYS pudiera tomar los valores más precisos de estas propiedades a diferentes temperaturas. En el caso del helio, dado que se introduce a diferentes presiones, se creó una UDF (“User Defined Function”) para representar la densidad del He a diferentes presiones y temperaturas en código programable.

---

<sup>25</sup> Cuando un rayo de luz incidente en una superficie es reflejado con el mismo ángulo con el que llega.

```
#include "udf.h"
#define R 8.314
#define P 101325

DEFINE_PROPERTY(He_density, c, t)
{
    real density, N, temp, Mw;
    Mw=4.003;
    N=1;
    temp = C_T(c, t);
    density=N*P*Mw/(R*temp*1000);
    /*C_UDMI(c,t,1) = density;*/
    return density;
}
```

Figura 46. UDF para el cálculo de la densidad del He

En el subapartado de condiciones de celda (“Cell Zone Conditions”), se asignaron los materiales pertinentes a cada volumen de fluido y sólido, los regímenes de flujo correspondientes (laminar para las regiones de He y medio poroso y turbulento para las zonas de aire), así como los parámetros de porosidad, pérdida de carga y potencia volumétrica para las zonas activas del medio poroso.

En el subapartado de condiciones de contorno (“Boundary Conditions”), se asignan los materiales y características de las paredes que componen el sistema como es el caso de las emisividades. Concretamente para el caso del canal, para asignar estas emisividades se hizo uso también de una UDF que permitiese representar de la manera más precisa la emisividad del “Zircaloy-2” en función de la altura del contenedor<sup>26</sup> (ver procedimiento anexo C.4: UDF emisividad del canal).

<sup>26</sup> Recordar epígrafe 4.2: emisividad de las paredes del canal y tabla 38 en anexo B.2.

```

DEFINE_PROFILE(emissivity_profile,t,i)
{
    real x[ND_ND];          /* this will hold the position vector */
    real y;
    face_t f;

    begin_f_loop(f, t)
    {
        F_CENTROID(x,f,t);
        y = x[1];

        if((y>=0.112)&&(y<=1.0264)){

            F_PROFILE(f,t,i) = 0.17;

        }
        else if((y>1.0264)&&(y<=4.238776)){
            F_PROFILE(f,t,i) = -0.0461*pow(y,3) + 0.275*pow(y,2) - 0.275*y + 0.218;

        }
        else{
            F_PROFILE(f,t,i) = 0.;

        }
    }
    end_f_loop(f,t)
}

```

Figura 47. UDF para el cálculo de la emisividad del canal

Además, con el fin de aportar un mayor grado precisión, se añadieron los coeficientes de transferencia de calor en el caso de las paredes exteriores del DCS<sup>27</sup> (aislante, tapas y paredes de los conductos de aire) a modo de UDF con el fin de representar el intercambio de calor por convección entre las paredes exteriores y el aire de la instalación CYBL, que como se debe recordar, contiene en su interior el experimento DCS.

La UDF de los distintos coeficientes convectivos de transferencia de calor contenían un polinomio obtenido mediante regresión polinómica de los valores numéricos de dichos coeficientes, en función de la temperatura de la pared (ver procedimiento en anexo C.4: Coeficientes convectivos de transferencia de calor).

<sup>27</sup> De lo contrario ANSYS ignora este intercambio de calor dado que el aire exterior al DCS no está definido al encontrarse fuera del dominio del modelado.

```

DEFINE_PROFILE(HTC_v, thread, index)
{
    face_t f;

    real Tw;
    begin_f_loop(f, thread)
    {
        Tw = F_T(f, thread);
        F_PROFILE(f, thread, index)= 4.3501E-06*Tw*Tw*Tw - 4.8593E-03*Tw*Tw + 1.8281E+00*Tw - 2.2661E+02;
    }
    end_f_loop(f,thread)
}

|
DEFINE_PROFILE(HTC_h, thread, index)
{
    face_t f;
    real Tw;
    begin_f_loop(f, thread)
    {
        Tw = F_T(f, thread);
        F_PROFILE(f, thread, index)= 6.5251E-06*Tw*Tw*Tw - 7.2889E-03*Tw*Tw + 2.7421E+00*Tw - 3.3992E+02;
    }
    end_f_loop(f,thread)
}

```

Figura 48. UDF para el cálculo de los coeficientes convectivos de las paredes exteriores (verticales y horizontales)

Otro parámetro que es necesario definir en las condiciones de contorno de la entrada y salida de aire es la intensidad de turbulencia (“turbulence intensity”), que caracteriza el nivel de turbulencia medido en porcentaje. Este parámetro se define para flujos completamente desarrollados en conductos como:

$$I = 0.16 \text{Re}_{\text{Dh}}^{-1/8} \quad (63)$$

Donde la longitud característica con la que se expresa el número de Reynolds se corresponde con el diámetro hidráulico de las mencionadas entrada y salida del aire (ver anexo C.4: Parámetros de la intensidad de turbulencia). Los valores obtenidos en ambos casos fueron de una intensidad de turbulencia del 5.2 %. Resultandos semejantes se obtuvieron para todos los casos de estudio.

#### 5.3.4.2 Aproximaciones numéricas

Se definen los métodos de resolución numérica que se aplican para la resolución de las ecuaciones de Navier-Stokes, además de los criterios de convergencia.

##### Método de solución

Se seleccionó el método resolutivo “acoplado” para llevar a cabo la simulación del acoplamiento presión-velocidad. El algoritmo acoplado, permite resolver las ecuaciones de momento y continuidad de manera conjunta mediante una discretización implícita de los términos de gradiente de presión y velocidad. Además, permite el uso del método pseudo-transitorio que permite una convergencia más rápida de los resultados.

### Criterio de convergencia del método iterativo

La resolución computacional del modelo termofluidodinámico presentado se lleva a cabo por medio del método iterativo. Este proceso finaliza cuando se alcanzan unos errores residuales suficientemente pequeños en las ecuaciones que gobiernan el escenario. Para el caso de las ecuaciones de continuidad, momento, y turbulencia, se considera aceptable una vez alcanzado un error de  $10^{-3}$  mientras que para la ecuación de la energía y radiación se considera aceptable una vez que los errores son del orden de  $10^{-6}$ .

[39]

Asignados los métodos de resolución numérico, se procede a la simulación computacional. Una vez la solución ha convergido, es necesario evaluar los resultados obtenidos, acto que se realiza por medio de los procesos de verificación y validación indicados por las BPGs.

### 5.3.5 Verificación

En este punto se evalúa cualitativamente el sentido físico que presentan los resultados obtenidos tras el cálculo computacional y si son acordes con lo esperado. En este proceso de verificación, se tomó como referencia el caso de 1 bar de presión de He y 2.5 kW de potencia (Caso 5).

En primer lugar, se decidió analizar el perfil de temperaturas que presenta la instalación en función de la coordenada axial X a una altura de 3.194 m (suficientemente lejos de posibles perturbaciones), con el fin de observar el comportamiento térmico del mismo.

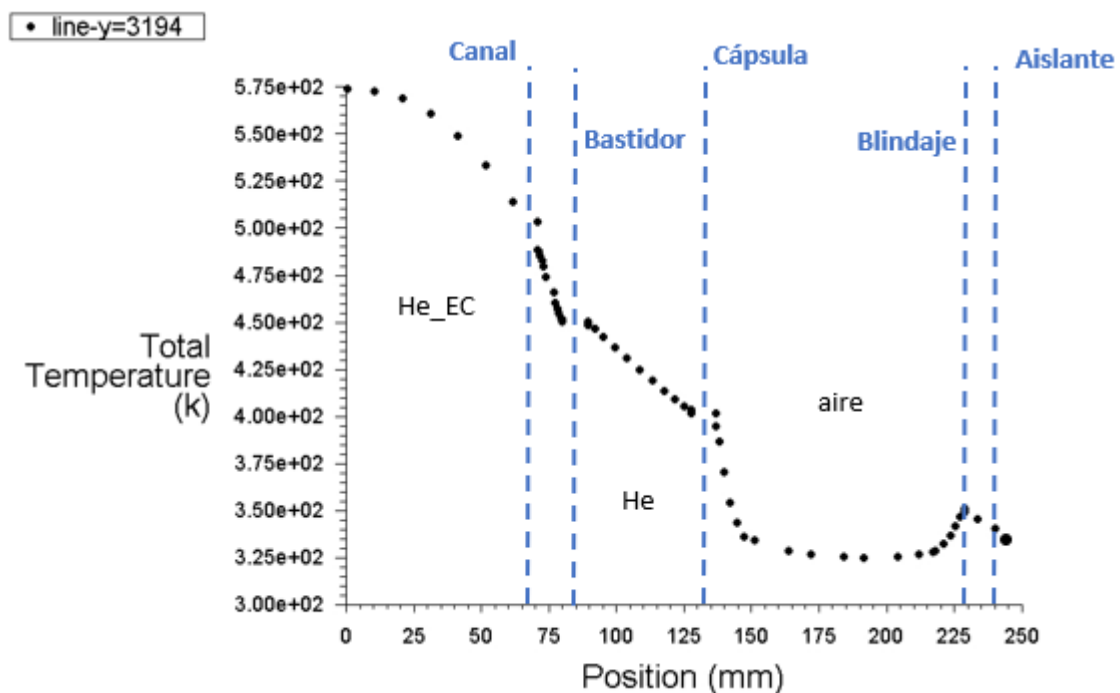


Figura 49. Distribución radial de temperaturas ( $y=3.194$  m)

Como puede observarse en la figura superior, encontramos un descenso lógico de las temperaturas a medida que nos alejamos del centro del elemento combustible (fuente de



generación de calor). La baja resistencia térmica ofrecida por las paredes del canal, bastidor, cápsula y blindaje, dadas las altas conductividades de sus materiales, se refleja en una distribución horizontal de temperaturas a lo largo de su espesor. El pequeño espesor presentado tanto por el canal (4 mm) como el blindaje (5 mm) impide observar este comportamiento de manera clara en la gráfica.

En el aislante es esperable el tener un mayor gradiente de temperaturas, i.e, una disminución más brusca de las mismas, dada la capacidad aislante que ofrece la lana de roca.

Cabe destacar el aumento de temperaturas que se produce en la pared interior del blindaje. Esto se debe a la radiación incidente procedente de la pared de la cápsula, que consecuentemente transmite parte de calor de decaimiento. De esta forma, el aire ambiente refrigera tanto la pared de la cápsula como la del blindaje interior.

En resumidas cuentas, se consiguió verificar:

$$T_{\text{barra}} > T_{\text{canal}} > \overline{T_{\text{He\_EC}}} > T_{\text{bastidor}} > T_{\text{cápsula}} \quad (64)$$

$$T_{\text{cápsula}} > \overline{T_a} \text{ \& } \overline{T_a} < T_{\text{blindaje}} \quad (65)$$

Y junto a esto el consecuente flujo de calores, cuyo sentido es por tanto el esperado.

Haciendo un corte a la misma altura que la figura anterior, puede mostrarse de manera más visual lo descrito previamente:

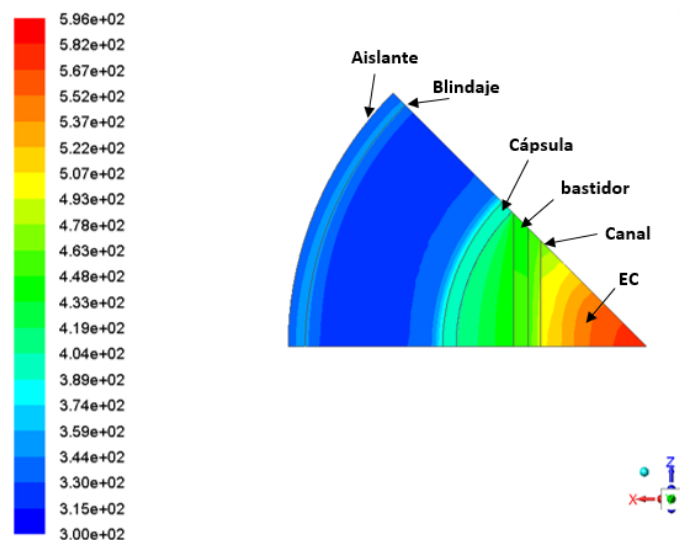


Figura 50. Perfil de temperatura en una sección a una altura de 3.194 m

Del mismo modo, se creyó conveniente mostrar el perfil de velocidades mediante vectores que mostrasen el módulo, dirección y sentido de los fluidos con el fin de cerciorarse de un flujo correcto tanto del He como del aire:



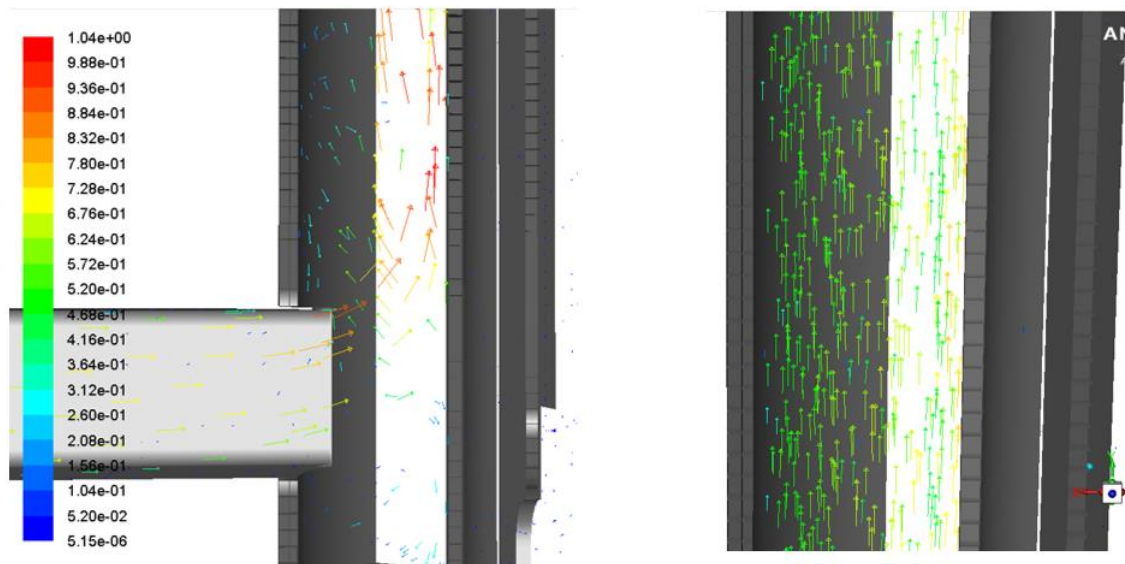


Figura 51. Vectores de velocidad del aire en la entrada (izqda) y en el tramo central (drcha)

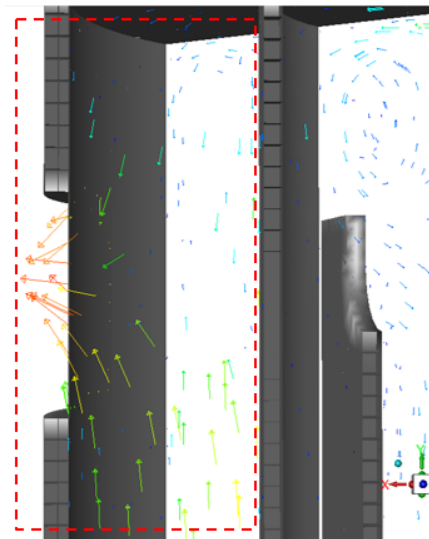


Figura 52. Vector de velocidad del aire en la salida

De acuerdo con las imágenes mostradas podemos verificar un correcto flujo del aire: una trayectoria ascendente desde el conducto de entrada hasta la salida.

En el caso del He, se obtuvieron los siguientes resultados gráficos:

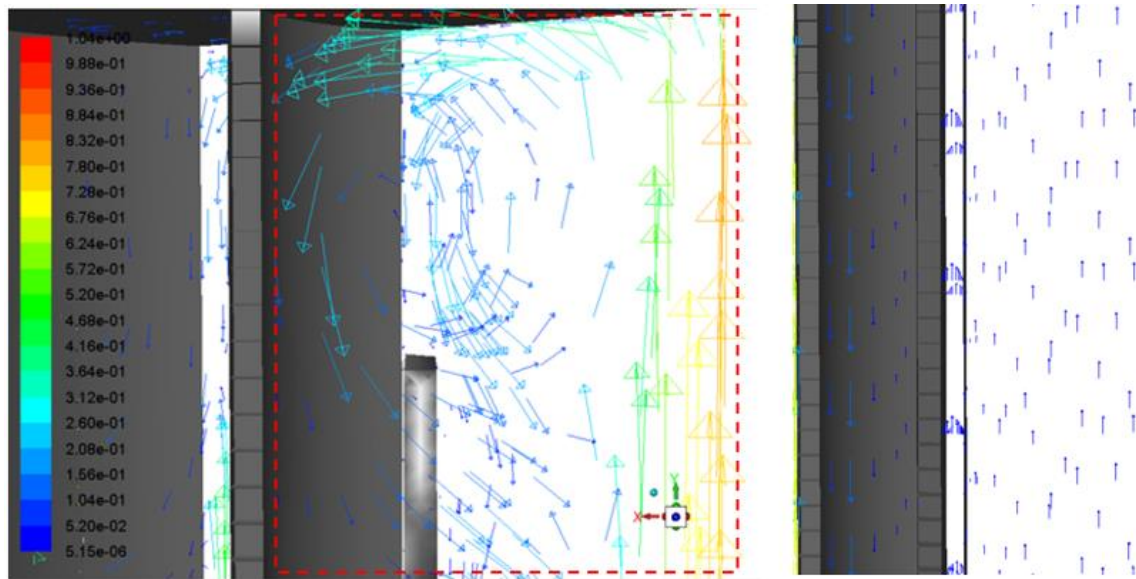


Figura 53. Vectores de velocidad del helio en la parte superior del EC (izqda) y en el tramo central (drcha)

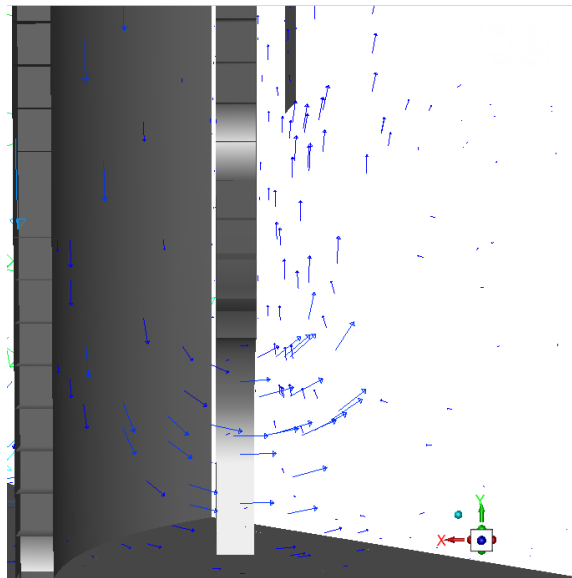


Figura 54. Vectores de velocidad del helio en la parte inferior del EC

Tal y como ocurría en el aire, nos encontramos en el caso del He con un flujo esperable previo a la simulación: en rasgos generales, es un movimiento circulatorio, que comienza de manera ascendente atravesando el EC y la región entre el bastidor y canal para luego al enfriarse comenzar un descenso a través de la región alojada entre la cápsula y el bastidor.

Es esperable, además, tal y como se dedujo en los análisis preliminares, que las mayores velocidades ocurran en el canal de aire (blindaje-cápsula). Este hecho puede apreciarse en las figuras superiores, o bien a través de un corte de sección a una determinada altura (3.194 m):

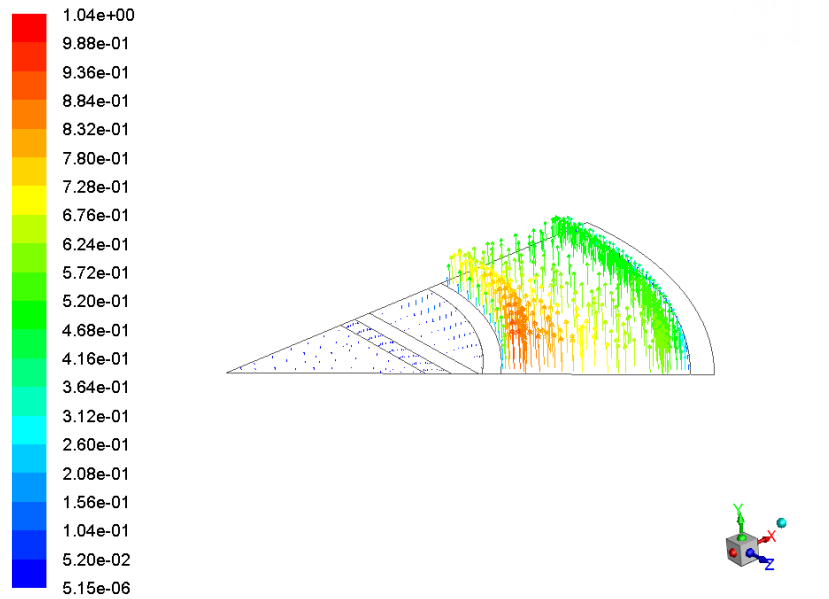


Figura 55. Velocidad del He y aire en una sección a 3.194 m

Por último, con el fin de mostrar de manera más precisa el comportamiento seguido por el aire y el helio, se muestran las trayectorias seguidas por ambos fluidos por medio de líneas de flujo:

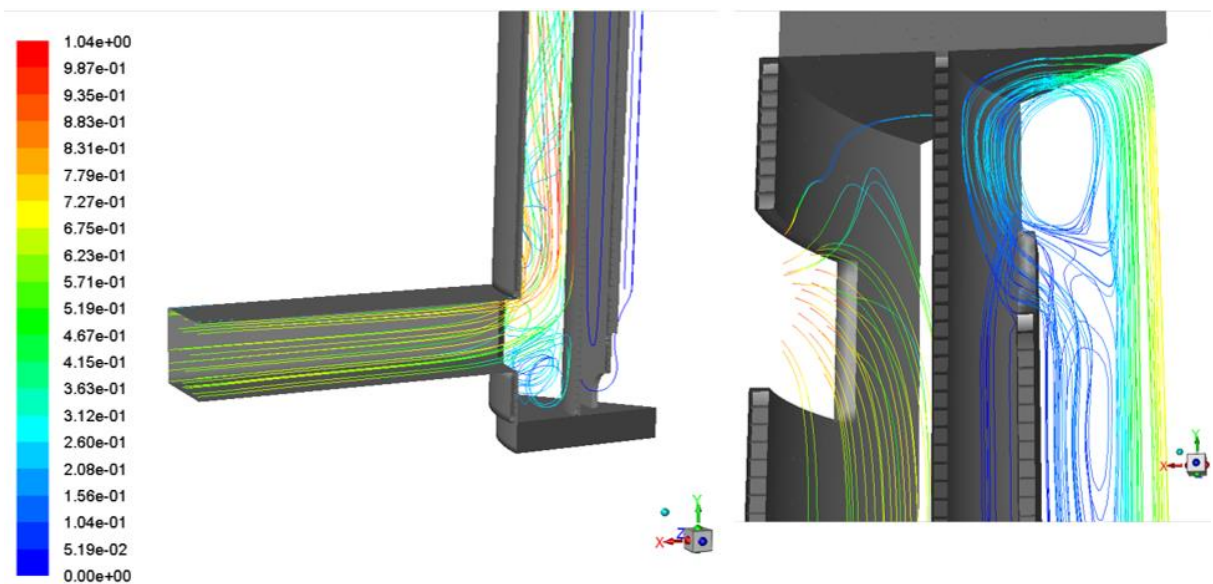


Figura 56. Trayectorias seguidas por los fluidos en la parte inferior (izqda) y superior (drcha) del DCS mostrando en color el módulo de la velocidad.

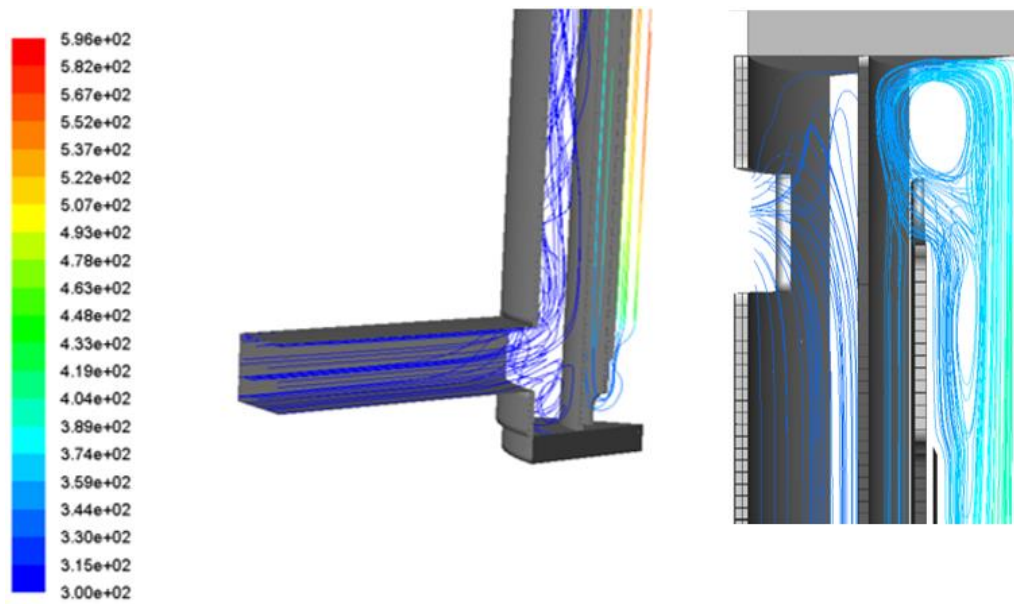


Figura 57. Trayectorias seguidas por los fluidos en la parte inferior (izqda) y superior (drcha) del DCS mostrando en color el valor de la temperatura.

El proceso de verificación se realizó para el resto de los casos simulados, obteniéndose de igual manera resultados físicamente esperables.

### 5.3.6 Validación

Disponer de datos experimentales reales permite llevar cabo un análisis cuantitativo de los resultados obtenidos. Se procederá, por tanto, a una comparación de dichos resultados conseguidos mediante el modelado realizado en ANSYS (de ahora en adelante se referirá a él como “modelo Fluent”) con los ofrecidos por el Laboratorio Nacional de Sandia. Adicionalmente, se mostrará un análisis de sensibilidad del modelo “Fluent” y la instalación de Sandia. La validación de los resultados será satisfactoria siempre y cuando haya solapamiento entre las bandas de incertidumbre de las medidas de ambos.

Dado que este punto de las BPGs es el objetivo principal del proyecto fin de grado, se tratará de manera más profunda en el capítulo siguiente de “resultados y discusión”.

## 6. Resultados y discusión

---

Se han llevado a cabo veinte simulaciones, de las cuales seis se corresponden con simulaciones de casos base y catorce referidas a casos de sensibilidad (se explicará más adelante en detalle). El tiempo medio aproximado de simulación por caso hasta su debida convergencia ha sido de en torno a 12 h.

### 6.1 Validación del modelo

Como se mencionó previamente, se decidió simular seis de los catorce casos disponibles ofrecidos por el LNS. El motivo principal fue el de acotar el área de trabajo a aquellos casos que se consideraron más representativos<sup>28</sup> [44] de un escenario real de contenedor de almacenamiento en seco, dejándose los ocho casos restantes para trabajos futuros de la Unidad. Se escogieron, por tanto, los casos de P de He a 1 y 4.5 bar y las potencias de 0.5, 2.5 y 5 kW. Esto se tradujo en seis casos denominados “casos base”, cuyos resultados pueden observarse a continuación:

---

<sup>28</sup> Los casos más representativos desde el punto de vista de la potencia son aquellos que no superan los 2.5 kW, ya que en el EC no se consiguen valores superiores. En cuanto a presión, los más representativos son los casos analizados (1 bar y 4.5 bar), ya que están en los órdenes de presiones que se alcanzan (consultar referencia).

Tabla 35. Resultados de temperaturas en el modelo “Fluent”.  $P=1$  bar

		Sensor	Zona	$T_F$ (K)	$T_s$ (K)	$\epsilon_T$ (%)	$\Delta T$
P = 1 bar	Caso 3 ( $q=0.5$ kW)	FV_72	Vaina	<b>384.73</b>	376.00	8.48	8.73
		Channel_72	Canal	<b>364.74</b>	359.00	6.67	5.74
		Basket_96	Bastidor	<b>346.57</b>	344.00	3.62	2.57
		PV_119	Cápsula	<b>330.30</b>	328.00	4.18	2.30
		S1_119	Blindaje	<b>313.46</b>	312.00	3.74	1.46
	Caso 5 ( $q=2.5$ kW)	DT_48	Vaina	<b>581.53</b>	570.00	3.88	11.53
		Channel_60	Canal	<b>520.20</b>	511.00	3.87	9.20
		Basket_72	Bastidor	<b>458.35</b>	461.00	-1.41	-2.65
		PV_119	Cápsula	<b>401.52</b>	403.00	-1.14	-1.48
		S1_119	Blindaje	<b>345.33</b>	348.00	-3.56	-2.67
	Caso 6 ( $q=5$ kW)	DT_48	Vaina	<b>739.95</b>	715.00	5.64	24.95
		Channel_48	Canal	<b>644.73</b>	630.00	4.13	14.73
		Basket_72	Bastidor	<b>549.05</b>	554.00	-1.76	-4.95
		PV_119	Cápsula	<b>465.80</b>	467.00	-0.62	-1.20
		S1_119	Blindaje	<b>381.71</b>	387.00	-4.64	-5.29

Tabla 36. Resultados de temperaturas en el modelo “Fluent”.  $P=4.5$  bar

		Sensor	Zona	$T_F$ (K)	$T_s$ (K)	$\epsilon_T$ (%)	$\Delta T$
P = 4.5 bar	Caso 7 ( $q=0.5$ kW)	FV_144	Vaina	<b>376.46</b>	367.00	10.06	9.46
		Channel_119	Canal	<b>358.02</b>	353.00	6.27	5.02
		Basket_132	Bastidor	<b>344.69</b>	341.00	5.43	3.69
		PV_119	Cápsula	<b>331.17</b>	326.00	9.75	5.17
		S1_159	Blindaje	<b>315.39</b>	311.00	11.55	4.39
	Caso 9 ( $q=2.5$ kW)	DT_96	Vaina	<b>549.71</b>	545.00	1.73	4.71
		Channel_119	Canal	<b>496.40</b>	494.00	1.09	2.40
		Basket_108	Bastidor	<b>443.23</b>	451.00	-4.37	-7.77
		PV_119	Cápsula	<b>397.28</b>	401.00	-2.91	-3.72
		S1_132	Blindaje	<b>343.71</b>	346.00	-3.14	-2.29
	Caso 10 ( $q=5$ kW)	DT_96	Vaina	<b>716.46</b>	689.00	6.60	27.46
		Channel_84	Canal	<b>620.59</b>	612.00	2.53	8.59
		Basket_108	Bastidor	<b>536.19</b>	547.00	-3.95	-10.81
		PV_119	Cápsula	<b>459.00</b>	465.00	-3.13	-6.00
		S1_119	Blindaje	<b>376.01</b>	384.00	-7.20	-7.99

Donde se muestran, en las tablas superiores, los sensores utilizados, las temperaturas obtenidas del modelo simulado (modelo “Fluent”) y las experimentales ofrecidas por el Laboratorio Nacional de Sandía (documentación experimental completa ofrecida por Sandia



en anexo C.3), denotadas como  $T_F$  y  $T_S$  respectivamente, así como los errores relativos (ecuación 66) y variaciones de temperatura (ecuación 67) entre ambos.

$$\varepsilon_r = \frac{T_F - T_S}{T_S(^{\circ}\text{C})} \cdot 100 \quad (66)$$

$$\Delta T = T_F - T_S \quad (67)$$

Un error relativo negativo (o  $\Delta T$  negativa) significaría que los resultados obtenidos están por debajo de la temperatura de referencia ofrecida por Sandia ( $T_S$ ), o dicho de otra forma, que el contenedor simulado refrigera mejor que el modelo real. De igual manera, un error relativo positivo nos indicaría una peor refrigeración en los puntos de medida.

Para llevar a cabo una comparación más realista y representativa entre los resultados obtenidos y los datos experimentales de Sandia (tablas superiores) así como para entender las causas de las desviaciones obtenidas, se hicieron catorce casos de sensibilidad del modelo simulado, teniendo en cuenta tanto posibles incertidumbres asociadas al modelado (errores directos cometidos a la hora de representar el escenario DCS en el código ANSYS), como incertidumbres asociadas a las condiciones de contorno (incertidumbres en los valores aportados al modelo computacional, como es el caso de la potencia). Estos casos de sensibilidad ofrecerán, por tanto, las cotas superiores e inferiores<sup>29</sup> de los valores de temperatura obtenidos con la simulación ( $T_F$ ) en los casos base. Además, pese a no formar parte del análisis de sensibilidad del modelo, se tuvieron en cuenta las incertidumbres de medida, es decir errores inherentes en los aparatos de medición, como es el caso de los sensores termopar, que producen una variación significativa de los datos experimentales ofrecidos por Sandia ( $T_S$ ). En la figura inferior, se muestra un esquema ilustrativo de los pasos seguidos en cada uno de los análisis de sensibilidad realizados:

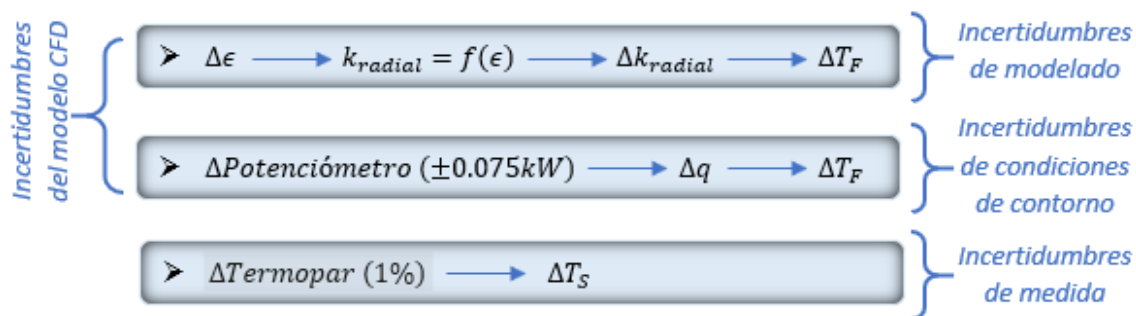


Figura 58. Esquema análisis de sensibilidad del modelo e incertidumbres de medida

Las incertidumbres del modelado se producían principalmente debido a las emisividades  $\epsilon$  dadas al material “zircaloy-2” del canal y las vainas de las barras de agua. Si se recuerda, esos valores fueron ofrecidos tabulados con respeto a la altura que presentaba el canal (recordar epígrafe 4.2: Materiales, medidas y propiedades), de tal manera que a la hora de llevar a cabo la simulación 2D del elemento combustible (con el fin de obtener en última instancia la conductividad radial; recordar punto 5.2.1.2) en su zona inferior y superior, se dieron valores medios de dichas emisividades correspondientes a la altura en la que se presentaba la

<sup>29</sup> Esto no es otra cosa que, una banda de incertidumbre del modelo a partir de las incertidumbres de entrada que se han tenido en cuenta.

mencionada zona. Como consecuencia, hay una incertidumbre asociada a dicha ponderación, que puede afectar al cálculo de temperatura. Por este motivo, se procedió a llevar cabo el cálculo de las nuevas conductividades radiales (máximas y mínimas) de manera análoga a como se hizo en los casos base. Estos resultados pueden verse en el anexo D.1.

Se representó gráficamente a modo ilustrativo la conductividad vs la temperatura del canal en el caso 5, i.e., de 2.5 kW y presión de 1 bar (se recuerda que la temperatura del canal se imponía en los cálculos del modelo poroso) para la conductividad base y las del análisis de sensibilidad:

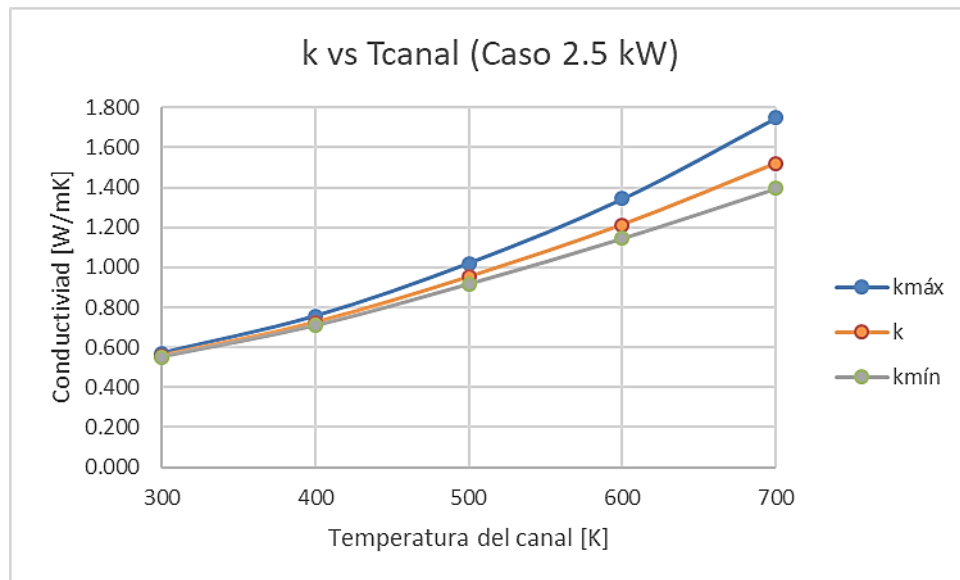


Figura 59. Conductividad radial vs temperatura del canal (EC inf). Potencia:2.5 kW, P:1 bar

En la figura superior se muestran en naranja la conductividad base obtenida con la emisividad media, en azul la conductividad máxima y en gris la mínima. Las diferencias máximas obtenidas en conductividad alcanzan el 30% que se tradujeron en variaciones de temperatura máximas de en torno a 14°C. Por consiguiente, estas variaciones en conductividad provocarán cambios en las medidas de temperatura obtenidas en el modelo tridimensional simulado ( $T_F$ ), de ahí la necesidad de este análisis de sensibilidad.

Una vez obtenidas las conductividades radiales, se procedió de igual manera a la simulación tridimensional, asignando al material del medio poroso estos nuevos valores extremos de conductividad, tabuladas con respecto a la temperatura. Esto permitiría obtener los nuevos valores de  $T_F$ , que serán por tanto las cotas de máxima ( $\epsilon$  mínima) y mínima ( $\epsilon$  máxima) temperatura. A continuación, se muestra una ilustración esquemática con los pasos realizados:

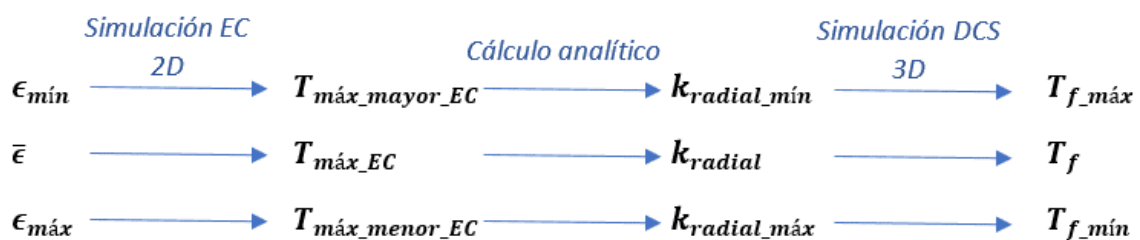


Figura 60. Esquema mostrando los pasos seguidos en el análisis de sensibilidad (incertidumbre del modelo)



En la ilustración superior,  $T_{F\_máx}$  hace referencia a los valores de temperaturas del modelo simulado (“Fluent”) que conforman la cota superior de incertidumbre;  $T_F$  los obtenidos con el caso base (tabla 35 y 36) y  $T_{F\_mín}$  aquellos valores de temperatura del modelo simulado que dan lugar a la cota inferior.

Los valores numéricos referidos a  $T_{F\_máx}$  y  $T_{F\_mín}$  pueden verse en el anexo D.1.

Por otra parte, las incertidumbres referidas a las condiciones de contorno se deben, como se dijo anteriormente, a los errores en la medición de los potenciómetros<sup>30</sup>, que miden la potencia a la que se lleva a cabo el experimento. El potenciómetro posee una incertidumbre asociada de  $\pm 0.075$  kW. Sobre la medida indicada. Estos valores se introducen a modo de “inputs” en ANSYS, afectando consecuentemente a los valores de temperatura obtenidos tras la simulación.

En cuanto a las incertidumbres de medida (no afectan a la sensibilidad del modelo, solo a los resultados experimentales de SNL) se encuentran aquellas referidas a los termopares. Estos tienen un error asociado del 1% de la lectura realizada. La banda de error para el caso de la incertidumbre de los termopares es trivial y directa, pues únicamente es necesario multiplicar las medidas experimentales ofrecidas por Sandia ( $T_S$ ) por un factor 1.01 y 0.99 para la cota superior e inferior respectivamente (anexo D.2).

Para analizar la sensibilidad debida a la incertidumbre del potenciómetro, se simularon por cada caso base, dos casos adicionales, asignando al elemento combustible la potencia eléctrica + 0.075 kW (cota superior) y - 0.075 kW (cota inferior) y anotando las temperaturas obtenidas del modelo tridimensional ( $T_F$ ). Estas pueden verse en las tablas 61-66 del anexo D.3. Las diferencias obtenidas en potencia se tradujeron en variaciones de temperatura que llegan a alcanzar el valor máximo de 30°C con respecto al caso base.

Las mayores bandas de incertidumbre en las temperaturas  $T_F$  simuladas en ANSYS vienen dadas por las incertidumbres en las lecturas del potenciómetro. Este hecho es extrapolable a todos los casos, es por ello, que en las gráficas se decidió mostrar estas últimas en detrimento de las bandas de error debidas a las incertidumbres en la emisividad del canal (ver fig.61) analizadas al principio de este capítulo.

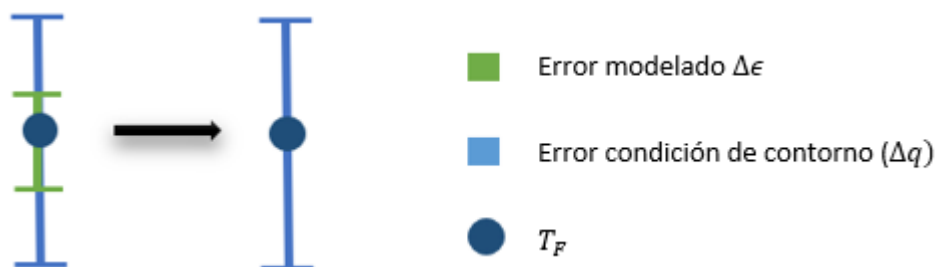


Figura 61. Ilustración de la simplificación de las bandas de error en modelo CFD

Dicho lo cual, se muestran a continuación los resultados obtenidos de los diferentes casos del modelo simulado comparados con los datos experimentales. Se muestran en azul marino los valores obtenidos en el modelo “Fluent”, y en naranja los datos experimentales de Sandia.

<sup>30</sup> Para controlar la potencia se emplea un rectificador controlado de silicio.

Las bandas de incertidumbre asociadas al potenciómetro se representan en azul claro, mientras que las asociadas al termopar en rojo.

Para cada caso, se disponía de medidas experimentales (Sandia) proporcionadas por medio de sensores en las paredes externas de cinco localizaciones: vaina de barras eléctricas, canal, bastidor, cápsula y blindaje, que han permitido llevar a cabo gráficos comparativos de la temperatura en esos puntos con respecto a la posición radial que ocupan. La posición exacta de los puntos de medición puede verse en el nombre del sensor en cuestión (nomenclatura explicada en 4.3.1). Las gráficas correspondientes a los casos de presión a 1 bar se muestran a continuación:

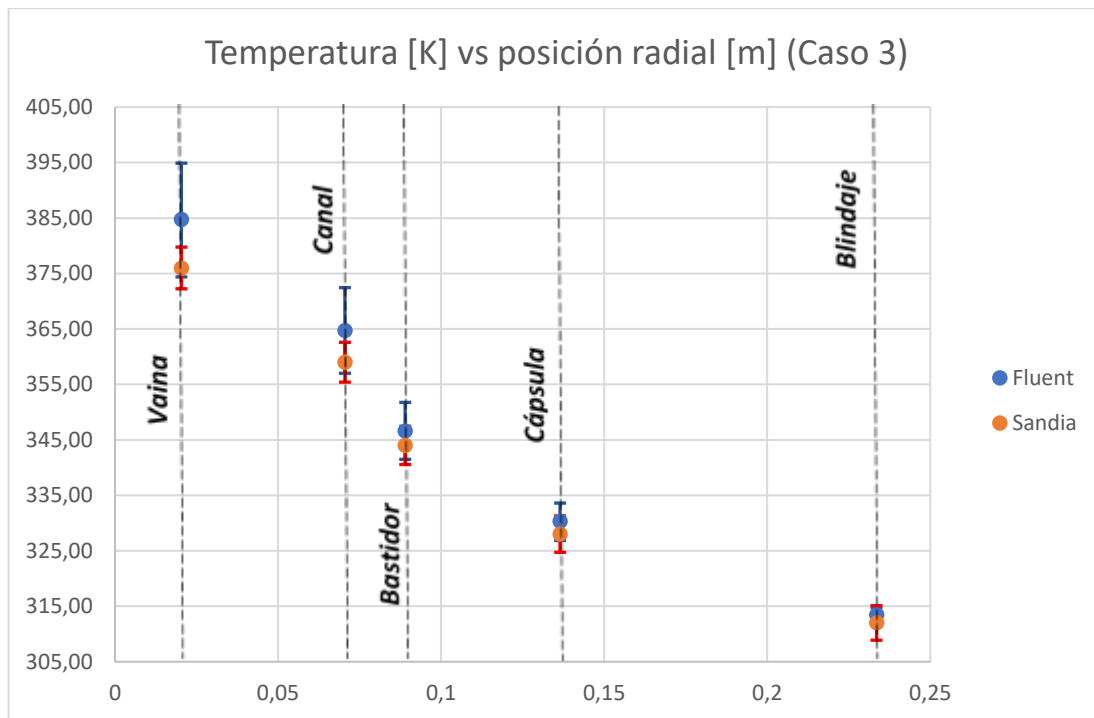


Figura 62. Gráfica de la temperatura vs posición radial. Caso 3 ( $P=1$  bar;  $q=0.5$  kW)

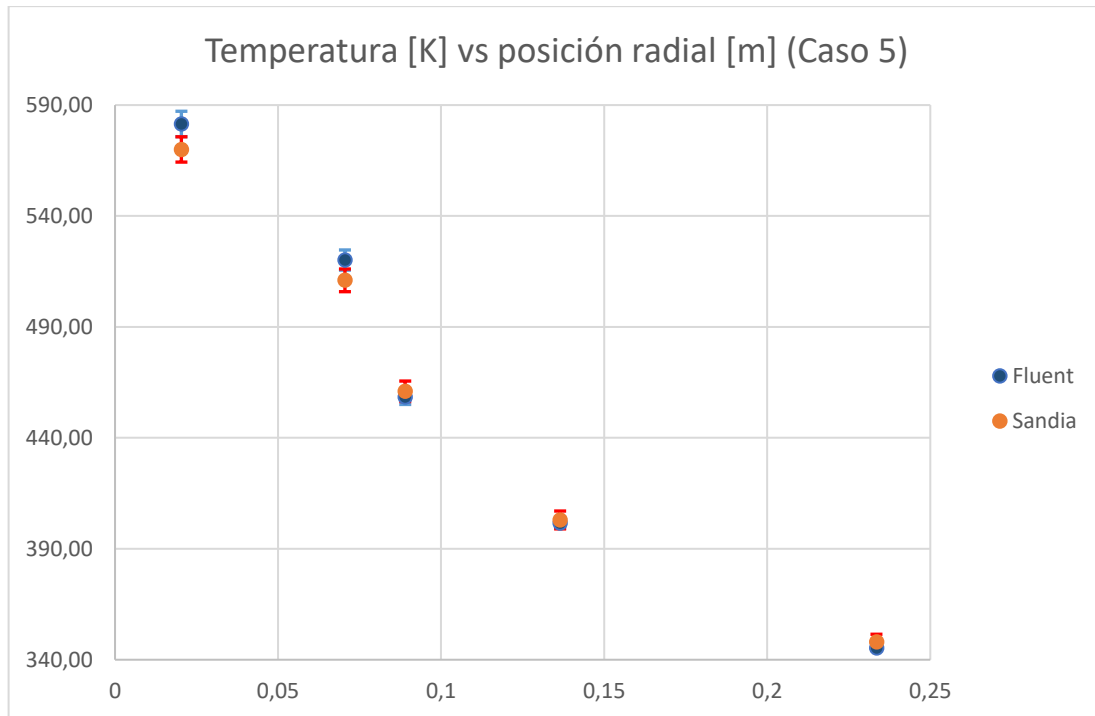


Figura 63. Gráfica de la temperatura vs posición radial. Caso 5 ( $P=1$  bar;  $q=2.5$  kW)

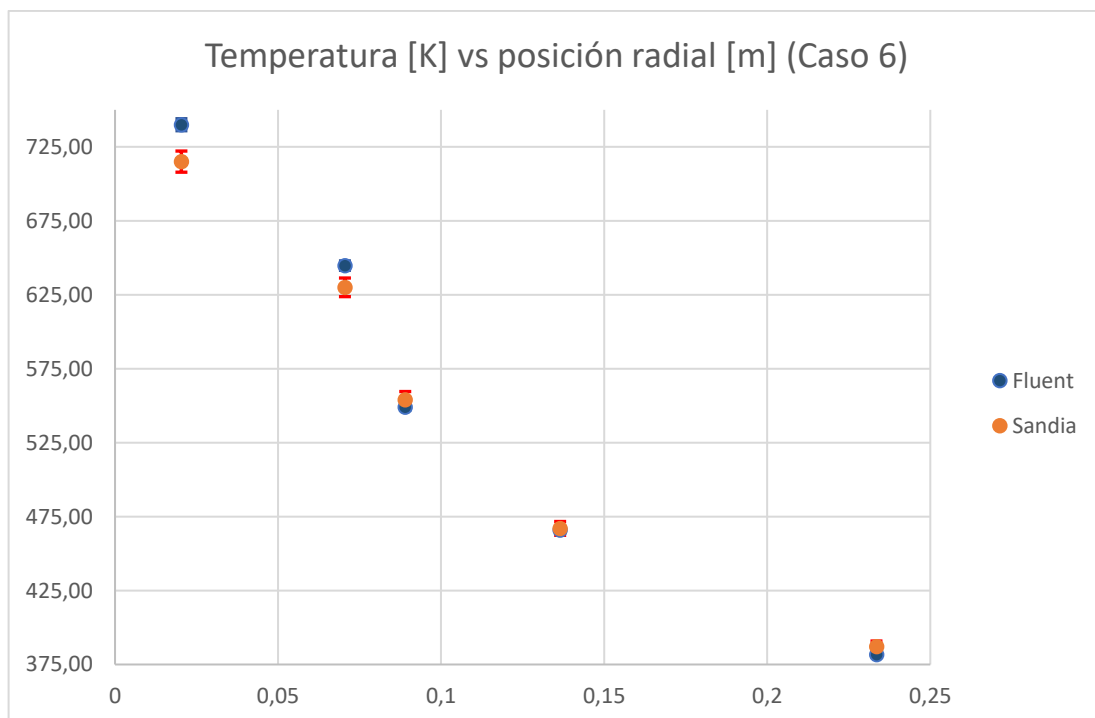


Figura 64. Gráfica de la temperatura vs posición radial. Caso 6 ( $P=1$  bar;  $q=5$  kW)

De los resultados obtenidos tras la simulación en los casos de presiones de un bar, puede observarse de manera general que las mayores diferencias con respecto a los valores experimentales de referencia ocurren en la vaina y en el canal. El hecho de haber simulado el elemento combustible como una aproximación a medio poroso (su validación era un

objetivo), y no como un sistema detallado de barras eléctricas, es posiblemente la principal fuente que origina esta divergencia en los resultados obtenidos en la vaina y canal.

Además, puede observarse una tendencia a medida que aumentamos la potencia (ver figura 65 donde se muestran las diferencias en  $T$  entre el modelo “Fluent”  $T_F$  y el de referencia de Sandia  $T_S$ , sin contar las bandas de incertidumbre). Esta divergencia en los valores de temperaturas en la vaina y en canal, mencionada anteriormente, aumenta de manera que la inclusión de las barras de error no garantiza la similitud de medidas para el caso de mayor potencia (5 kW), donde se aprecia una  $\Delta T$  de 12 K y 4.7 K en la vaina y canal respectivamente (considerando las cotas de las bandas de incertidumbre). Esta similitud sí se garantiza, sin embargo, para potencias de 0.5 y 2.5 kW, cuyas barras de error (azul) se solapan con las barras de error propias de la incertidumbre de los termopares (rojo), lo que indica que, en estos casos, los puntos son indistinguibles y pueden considerarse iguales.

Los valores obtenidos en el bastidor y cápsula son bastante satisfactorios para todo el rango de potencias, con errores relativos inferiores al 5%, pero que, con el análisis de sensibilidad, resultan puntos semejantes a los experimentales, dado el solapamiento producidos en las bandas de error.

En cuanto a las lecturas del blindaje, resultan semejante en los casos 3 y 5 (0.5 y 2.5 kW), mientras que, para el caso de potencias elevadas, aplicando el análisis de sensibilidad se sigue teniendo una divergencia de en torno a 1 K que impide el solapamiento de las franjas de error y por tanto su completa similitud.

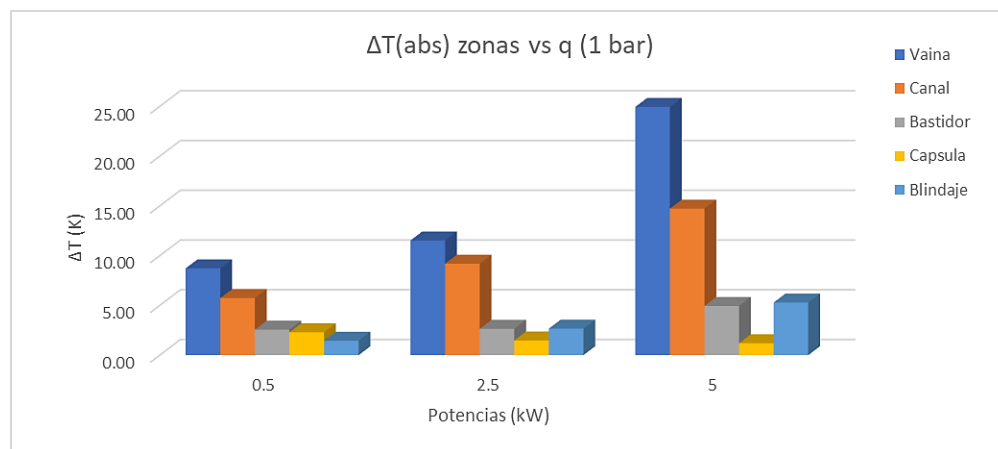


Figura 65. Divergencias de  $T$  (abs [ $T_F - T_S$ ]) en función de la potencia ( $P=1$  bar)

A continuación, se muestran el resto de las gráficas correspondientes a los casos de presiones a 4.5 bares:

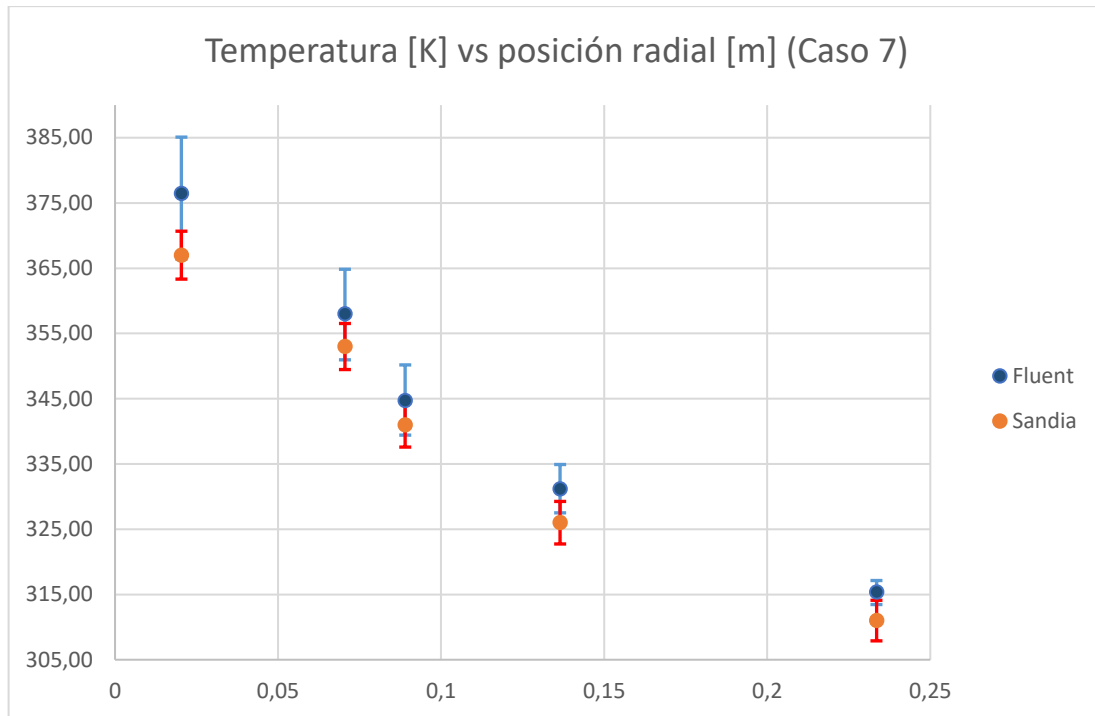


Figura 66. Gráfica de la temperatura vs posición radial. Caso 7 ( $P=4.5$  bar;  $q=0.5$  kW)

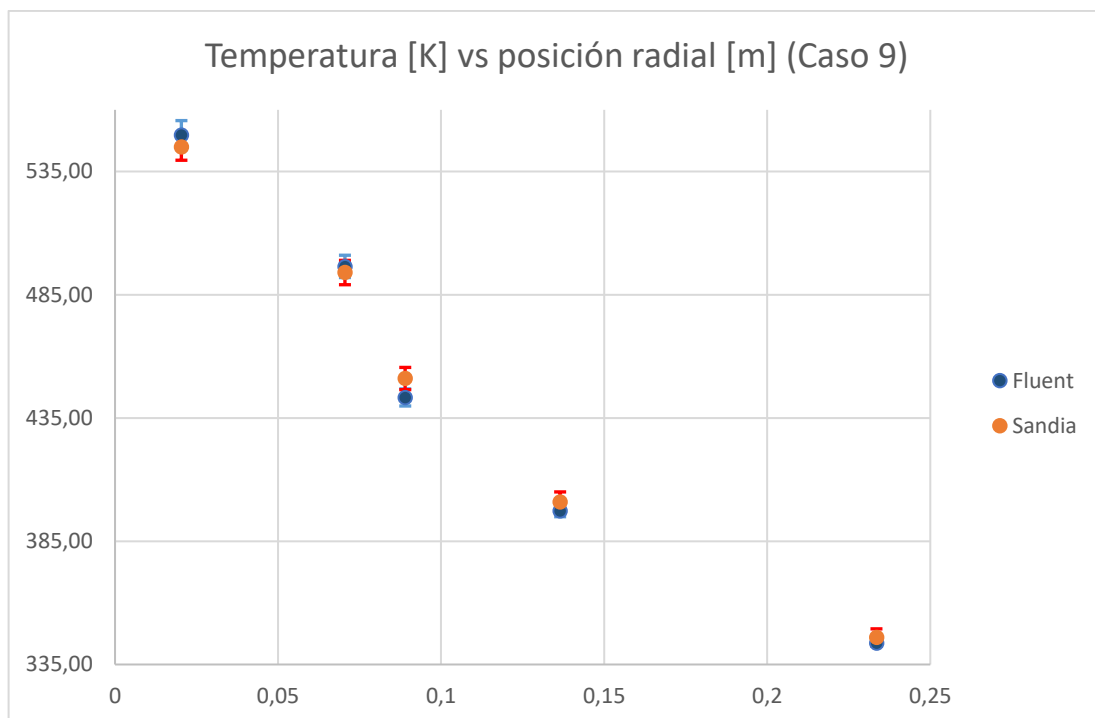


Figura 67. Gráfica de la temperatura vs posición radial. Caso 9 ( $P=4.5$  bar;  $q=2.5$  kW)

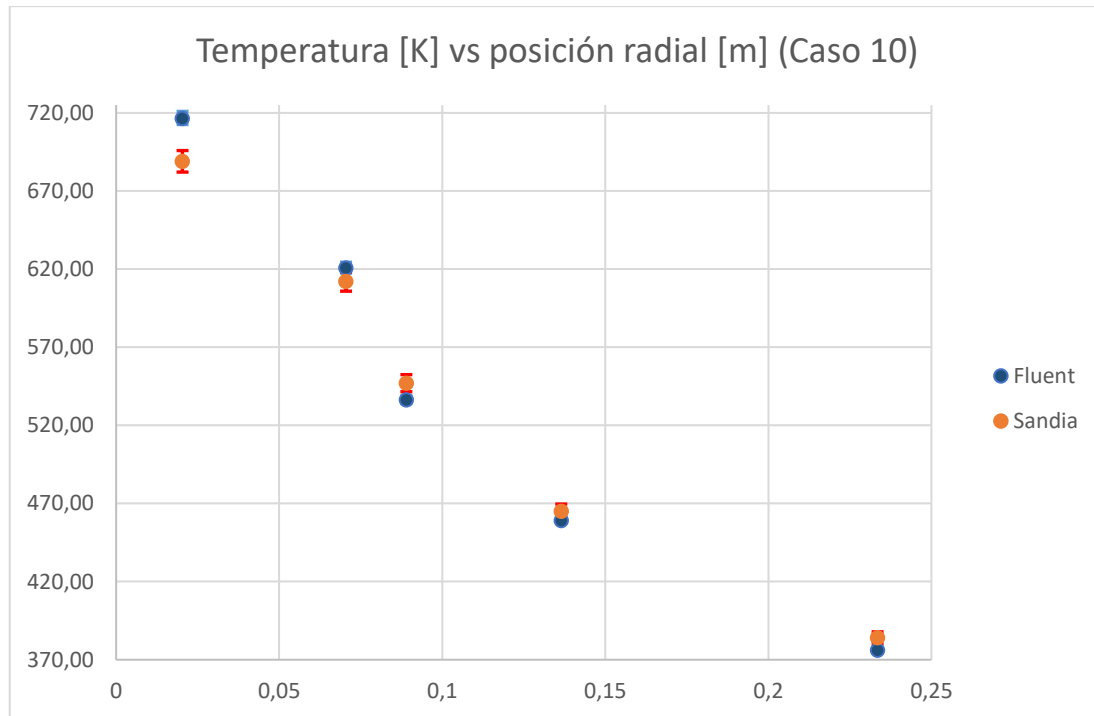


Figura 68. Gráfica de la temperatura vs posición radial. Caso 10 ( $P=4.5$  bar;  $q=5$  kW)

De los resultados obtenidos tras la simulación en los casos de presiones de 4.5 bar, la tendencia presenta diferencias con respecto a presiones de un bar. De nuevo las mayores divergencias para potencias de 0.5 se encuentran en las lecturas de las vainas y del canal del EC, no obstante, esta tendencia se corta para la potencia de 2.5 kW, donde los puntos más críticos se encuentran en primer lugar en el bastidor y luego en la vaina (ver figura 69). Para el caso de potencia a 5 kW, las mayores diferencias de  $T$  se encuentran en primer lugar en la vaina y luego en el bastidor y canal, similar a su caso homólogo a presión 1 bar.

Pese a estas diferencias, los valores de  $T$  obtenidos tanto en el canal como en la vaina a bajas potencias siguen resultando favorables debido al solapamiento de las bandas de incertidumbre, sin embargo, a diferencia de los casos a presión 1 bar, en esta ocasión las lecturas del canal resultan semejantes también para el caso de alta potencia (5 kW) donde el análisis de sensibilidad permite observar el solapamiento en las medidas. De esta manera, el único punto en el que no se puede garantizar una suficiente similitud ocurre en las vainas para el caso de alta potencia.

Las lecturas en el bastidor y la cápsula como ocurre para el caso de 1 bar de presión presentan resultados “solapables” y por tanto aceptables para los casos analizados en el proyecto. En el caso del blindaje, se observa igualmente similitud para el rango de bajas potencias, mientras que, por otra parte, se encuentra de nuevo una pequeña diferencia para el caso de mayor potencia, de en torno a 2.93 K entre la temperatura de la cota inferior de Sandia ( $T_s^-$ ) y la de la cota superior del modelo “Fluent” ( $T$  a  $q_{m\acute{a}x}$ ), que impide su completa similitud.

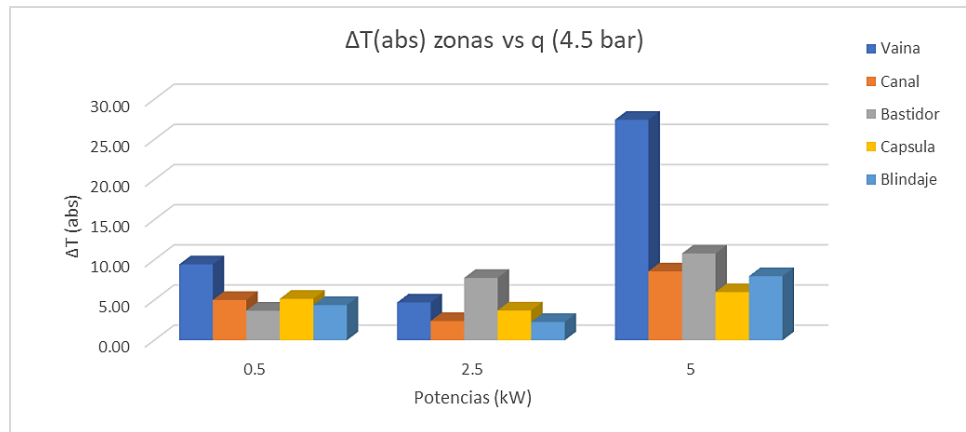


Figura 69. Divergencias de  $T$  (abs  $[T_F - T_S]$ ) en función de la potencia ( $P=4.5$  bar)

El análisis de sensibilidad realizado en ambos niveles de presión permite demostrar que las principales fuentes de error a potencias de 0.5 y 2.5 kW han podido ser identificadas, puesto que la inclusión de las incertidumbres asociadas a las condiciones de contorno y medidas permiten solapar los resultados bajo comparación. No obstante, para potencias de 5 kW esto no ha sido posible, puesto que no todas las medidas han conseguido estar entre los márgenes de incertidumbre considerados (vaina y canal), por ello se muestra como trabajo futuro el poder determinar las fuentes de error asociadas al modelado a altas potencias.

A modo de resumen, se muestra a continuación una tabla, ilustrando lo expuesto anteriormente. Con “ticks” verdes aquellas temperaturas comparadas satisfactoriamente con los valores experimentales, mientras que con cruces rojas se destacan aquellas temperaturas que presentan cierta divergencia:

Tabla 37. Tabla resumen proceso de validación

		Vaina	Canal	Bastidor	Cápsula	Blindaje
Caso 3	$P=1$ bar $q=0.5$ kW	✓	✓	✓	✓	✓
Caso 5	$P=1$ bar $q=2.5$ kW	✓	✓	✓	✓	✓
Caso 6	$P=1$ bar $q=5$ kW	✗	✗	✓	✓	✗
Caso 7	$P=4.5$ bar $q=0.5$ kW	✓	✓	✓	✓	✓
Caso 9	$P=4.5$ bar $q=2.5$ kW	✓	✓	✓	✓	✓
Caso 10	$P=4.5$ bar $q=5$ kW	✗	✓	✓	✓	✗

Como conclusión de los resultados obtenidos en las posiciones de los diferentes sensores, se puede ultimar que los casos 3, 5, 7 y 9, han podido ser validados, y por tanto representan fielmente el escenario real en las condiciones de contorno establecidas.

Por otra parte, los casos 6 y 10, de altas potencias, presentan elevadas divergencias ( $T_F - T_S$ ) en las zonas correspondientes al canal y especialmente en la vaina del EC que impiden la completa validación del modelo computacional del DCS para esas concretas condiciones de contorno. El bastidor por su parte, pese a ser también una de las regiones con mayor divergencia en el Caso 10, por delante incluso del canal, el análisis de sensibilidad permite demostrar su validez con respecto al dato experimental. Al mismo tiempo, ambos casos presentan también diferencias menos acentuadas en las paredes del blindaje, que, sin embargo, las bandas de error no consiguen abarcar.

Se estima que una mejora en la aproximación a medio poroso puede terminar de validar los casos de alta potencia, y por consiguiente validar el modelo poroso como fiel aproximación a un elemento combustible de haz de tubos. Estas mejoras vendrían motivadas por el hecho de que, a la hora de llevar a cabo la aproximación a medio poroso, se aplicaron algunas simplificaciones reflejadas en la supresión de diferentes elementos durante el modelado del EC. Esto pudo tener efecto en los resultados obtenidos, especialmente en lo referente a los valores de pérdida de carga. De igual manera, el despreciar aportes de calor inducidos al sistema de manera indirecta por medio de cableados y demás sistemas de instrumentación pueden haber alterado en cierta medida algunos resultados.

## 6.2 Verificación de consistencia

Por último, una vez finalizado el proceso de validación, se muestran los resultados concernientes a los perfiles de temperatura y velocidad de los seis casos analizados, partiendo desde el interior del EC, hasta el exterior de la instalación.



Perfiles de temperatura:

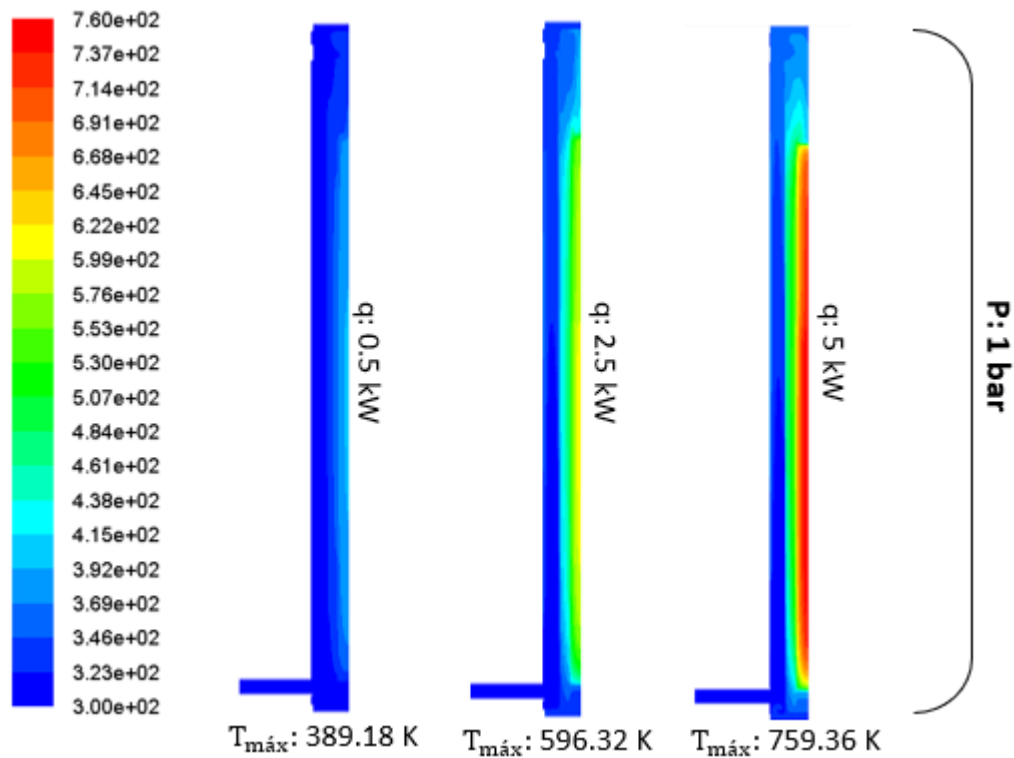


Figura 70. Perfiles de  $T$  para los casos de  $P=1 \text{ bar}$  (Casos 3,5 y 6)

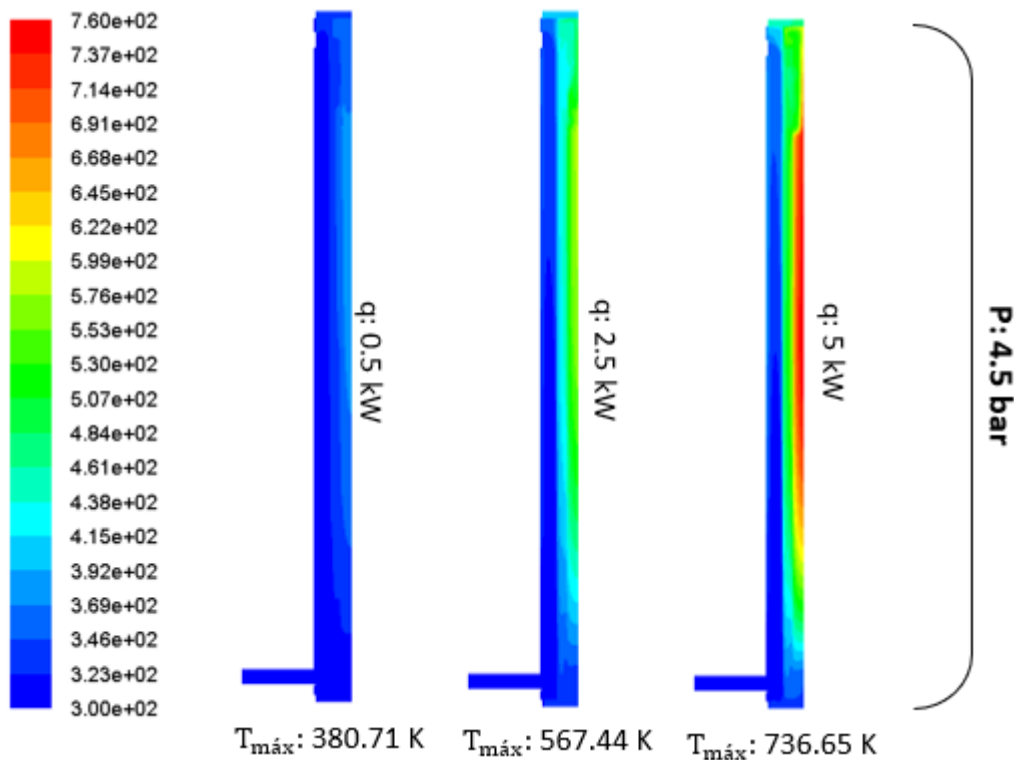


Figura 71. Perfiles de  $T$  para los casos de  $P=4.5 \text{ bar}$  (Casos 7,9 y 10)

De los perfiles de temperatura pueden extraerse varias conclusiones. A medida que se aumenta la potencia generada por las barras eléctricas, la temperatura del sistema de almacenamiento se ve incrementada. Asimismo, un aumento en la presión del He, se traduce

en una reducción de los valores alcanzables de temperatura, consecuencia del pertinente aumento de velocidad de He y por ende mejor refrigeración por parte de este.

Perfiles de velocidad:

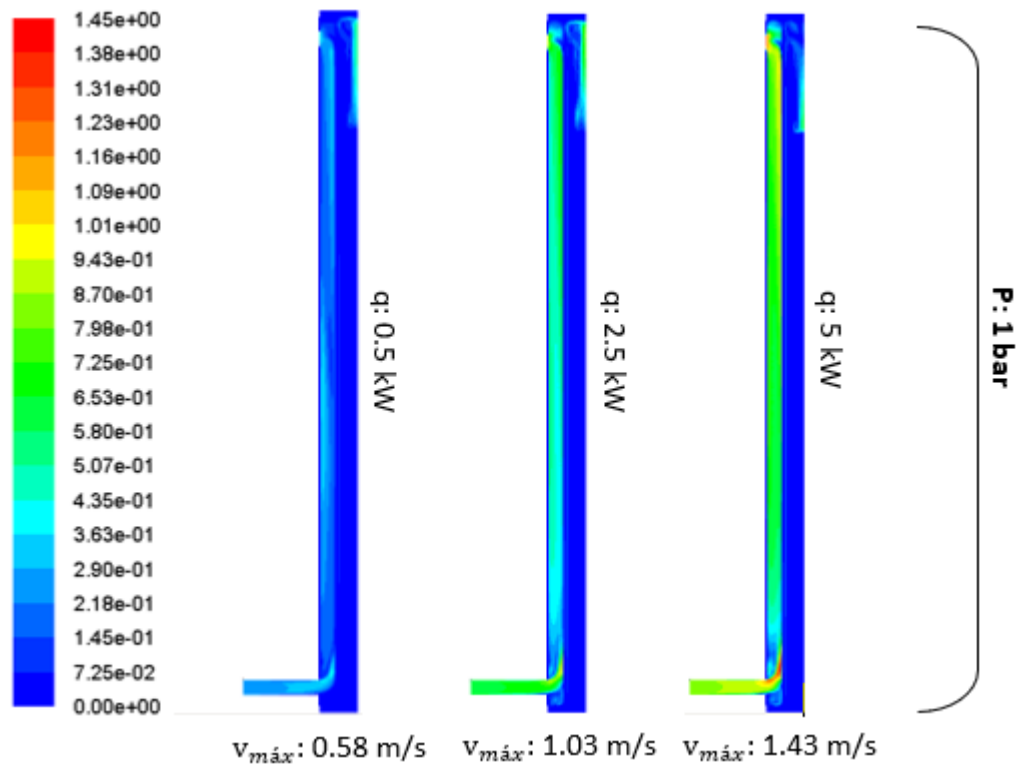


Figura 72. Perfiles de  $v$  para los casos de  $P=1$  bar (Casos 3,5 y 6)

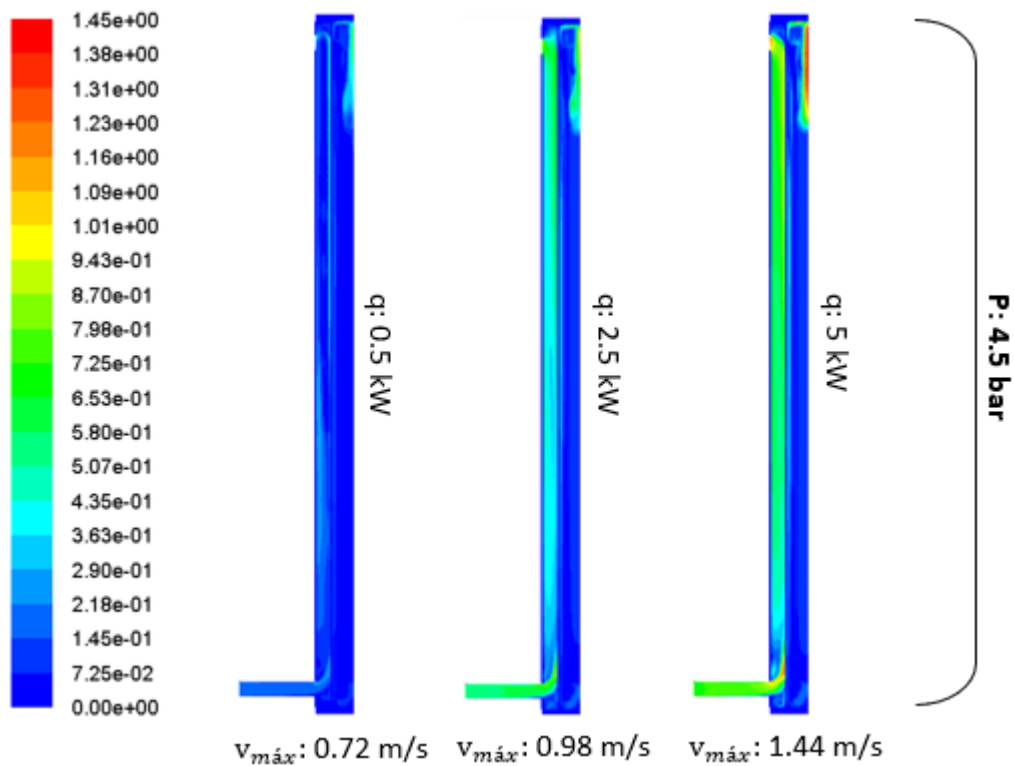


Figura 73. Perfiles de  $v$  para los casos de  $P=4.5$  bar (Casos 7,9 y 10)

En cuanto a los perfiles de velocidad, un aumento de presión del helio se traduce como se mencionó anteriormente en un aumento de velocidad del mismo (mejor refrigeración) aunque si bien es cierto, para los casos de 2.5 y 5 kW se encuentran valores muy similares, por lo que se espera que la presión en estos casos no sea tan determinante a la hora de analizar la velocidad de los fluidos. Por otra parte, un aumento de potencia induce un aumento de las temperaturas en el sistema, lo que induce mayores fuerzas de empuje (mayores gradientes de densidades) y, por tanto, un aumento del flujo másico y consecuentemente de la velocidad del fluido, para conseguir evacuar dicha potencia.



## 7. Conclusiones y recomendaciones

---

Los códigos CFD para simulaciones de contenedores de almacenamiento se han convertido en herramientas indispensables para el estudio de la integridad del combustible nuclear. Esto es consecuencia de las rigurosas normas de seguridad que dificultan la medición directa en el interior de estos contenedores. Por primera vez se tuvo acceso a una instalación experimental que consiguió simular de manera precisa el comportamiento de un contenedor real en condiciones de alto quemado, y de la que se dispuso de resultados experimentales, necesarios para la validación de cualquier simulador CFD. Con el objetivo de reducir los grandes costes computacionales requeridos en este tipo de estudios, se planteó la aproximación del elemento combustible como un medio poroso, con propiedades termofísicas equivalentes. Además, con el fin de dar una mayor rigurosidad a los resultados obtenidos, se han realizado análisis de sensibilidad de acuerdo con las posibles incertidumbres presentes tanto el modelo simulado (“Fluent”) como en el modelo y datos experimentales presentados por el Laboratorio Nacional de Sandia. Previo a la validación del modelo de los diferentes casos de estudio, fue necesario hacer un análisis cualitativo de los resultados obtenidos, con el que se busca comprobar la coherencia de la física que regía el modelo “Dry Cask Simulator”, proceso que las BPGs denominan verificación. Se demostró el esperable perfil radial de temperaturas, así como las velocidades y trayectorias que se presentan en las diferentes regiones fluidas de la instalación. Este proceso dio luz verde a la validación del modelo CFD,

realizándose la comparativa de los resultados obtenidos con los datos experimentales, objetivo principal del proyecto.

A la luz de los resultados presentados, se han resuelto satisfactoriamente cuatro de los seis casos “base” planteados, cuyos resultados computacionales resultaron equivalentes a los experimentales. Estos casos se corresponden con los escenarios de baja y media potencia. En los dos escenarios restantes, referidos a potencias altas, se encontraron divergencias no abarcables por las bandas de incertidumbre, residiendo las principales diferencias en el dominio del medio poroso. De acuerdo con esto, se entiende que un proceso de mejora enfocado en el modelo poroso podría garantizar resultados más favorables que terminen de ser una alternativa perfecta al sistema de haz de tubos que compone el elemento combustible. De igual manera, aproximaciones realizadas a modo de supresión de ciertos elementos geoméricamente complejos, pueden tener una influencia apreciable en términos de pérdida de carga e incluso aumentos de temperatura que aportarían un mayor grado de semejanza entre los modelos estudiados. En cualquier caso, cabe destacar que los calores de decaimiento más representativos se corresponden con las mencionadas potencias de bajo y medio nivel, lo que da más importancia, a efectos prácticos, el conseguir representar lo más fielmente posible los modelos con estas condiciones de contorno, objetivo que como se indica, se considera cumplido en el proyecto presentado. Tras el proceso de validación, se analizaron resultados concernientes a perfiles de temperatura y velocidad para todos los casos desarrollados durante el proyecto. Se observó cómo incrementos de la carga térmica en las barras eléctricas suponía un coherente aumento de las temperaturas del sistema, que iba de la mano de un incremento del gasto másico necesario para evacuar el incremento de potencia calorífica. Este hecho, a igualdad de condiciones geométricas suponía un consecuente aumento de las velocidades del fluido. Otra variable determinante en los contenedores de almacenamiento es la presión a la que el He es inyectado. Se percibió cómo aumentando dicha presión, se obtenían mayores velocidades del He, consiguiendo una mejor refrigeración de la instalación. Este resultado es achacable al incremento en la convección natural que rige los sistemas de almacenamiento pasivos descritos en el presente proyecto.

Por lo expuesto anteriormente, se concluye que se ha conseguido validar la termofluidodinámica de los escenarios más representativos, que son los correspondientes a los casos de 0.5 kW y 2.5 kW, para presiones de He de 1 bar y 4.5 bar. Con el método de trabajo implementado en este TFG, se ha demostrado la posibilidad de llevar a cabo simulaciones precisas para un abanico representativo de condiciones de contorno, que permitan estudiar el comportamiento del combustible, y asegurar su integridad bajo las situaciones descritas. Asimismo, se contó con la dificultad añadida que supone el aproximar la termofluidodinámica del elemento combustible como un medio poroso, haciendo su modelado y posterior simulación computacionalmente menos costosos. Este proyecto supone a su vez, una novedad con respecto a estudios similares presentes, pues como se ha dicho, se ha contado con resultados experimentales y representativos de contenedores con calores de decaimiento asociados a combustibles de alto quemado. Esto ha permitido proceder a su correspondiente validación. Además, ha supuesto un avance en los estudios llevados a cabo en la Unidad de Seguridad Nuclear del CIEMAT, pues es la primera vez que se ha representado mediante CFDs un modelo de contenedor con estructura de combustible del tipo BWR.

Como líneas futuras de trabajo, queda pendiente para el equipo de investigadores de la Unidad, el determinar las principales fuentes de error asociadas a los casos de alta potencia, así como, el terminar de perfeccionar el modelo poroso y reducir el número de aproximaciones realizadas en el modelado computacional. Todo ello, con el fin de obtener resultados más satisfactorios, concretamente, para potencias de 5 kW. En última instancia, se presenta como trabajo futuro, el proceder a la simulación del resto de casos para presiones de vacío y 8 bar.

A título personal, el desarrollo de este trabajo fin de grado me ha aportado conocimientos añadidos en ámbitos del mundo de la energía y específicamente de la energía nuclear, teniendo acceso a informes y publicaciones que de lo contrario no habría sido posible. He adquirido pericia en los métodos de trabajo que se siguen en los códigos CFD utilizados en ingeniería; cuya utilidad se ve reflejada en el gran abanico de proyectos que hacen uso de esta metodología de trabajo. Por último, y no menos importante, he contado en el CIEMAT con la formación necesaria para el desarrollo del modelo computacional, y que, sumado a las horas de esfuerzo y dedicación, han culminado en la presentación del proyecto presente: Modelo Computacional Termofluidodinámico del Almacenamiento en Seco de Combustible Nuclear.





## GLOSARIO

---

AGP	Almacenamiento Geológico Profundo
ATC	Almacenamiento Temporal Centralizado
ATI	Almacenamiento Temporal Individualizado
BC	Barras de Combustible (en el DCS se refiere a Barras Eléctricas)
BPG's	Best Practice Guidelines
BWR	Boling Water Reactor
CFD	Computational Fluid Dynamics
CG	Combustible gastado/usado/irradiado
CIEMAT	Centro de Investigaciones Energéticas, Medioambientales y Tecnológicas
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations
CYBL	<u>Cylindrical Boiling</u>
DAQ	<u>Data Acquisition</u>
DCS	Dry Cask Simulator
DNS	Direct Number Simulation
DO	Discrete Ordinates
DTRM	Discrete Tansfer Radiation Model
EC	Elemento Combustible
EPRI	Electric Power Research Institute
ESCP	Extended Storage Collaborative Program
LNS	Laboratorio Nacional de Sandia
LWR	Light Water Reactors
MEF	Método de los Elementos Finitos.
MOX	Mezcla de Óxidos
MPC	Multi-Purpose Canister (cápsula)
NEA	Nuclear Energy Agency
NS	Navier-Stokes
NWMO	Nuclear Waste Management Organization
PLC	Programmable Logic Controller
PWR	Pressurized Water Reactor
RANS	Reynolds-averaged Navier-Stokes

S2S	Surface To Surface
SCR	Silicon Controlled Rectifier
SNE	Sociedad Nuclear Española
TFG	Trabajo Fin de Grado
U.S.NRC	United States Nuclear Regulatory Commission
UDF	User Defined Function

## NOMENCLATURA

---

$a$	Mitad del ancho del EC poroso (m)
$A$	Área superficial (m <sup>2</sup> )
$A_c$	Área de la sección horizontal (sección transversal) (m <sup>2</sup> )
$A_{\text{fluido}}$	Área que ocupa el He dentro del EC (m <sup>2</sup> )
$A_T$	Área total (m <sup>2</sup> )
$A_w$	Área mojada (m <sup>2</sup> )
$\alpha$	Difusividad térmica (m <sup>2</sup> /s)
$\beta$	Coeficiente de dilatación térmica (K <sup>-1</sup> )
$c$	Velocidad de la luz (m/s)
$C$	Parámetro de resistencia inercial (-)
$C_a$	Coste de amortización (€)
$C_p$	Calor específico (J/kgK)
$C_{p\_equi}$	Calor específico equivalente (J/kgK)
$D$	Parámetro de resistencia viscoso (m <sup>-2</sup> )
$D_h$	Diámetro hidráulico (m)
$\Delta$	Delta. Operador laplaciano
$\Delta T_{\text{He}}$	Gradiente de temperatura en el He (K)
$e$	Espesor (m)
$E$	Energía (J)
$\epsilon$	Disipación turbulenta (m <sup>2</sup> /s <sup>3</sup> )
$\varepsilon$	Emisividad (-)
$\varepsilon_r$	Error relativo (%)
$f$	Coeficiente de fricción (-)
$F$	Factor geométrico (-)
$g$	Gravedad (m/s <sup>2</sup> )
$Gr$	Número de Grashof (-)
$Gr_{\text{mod}}$	Número de Grashof modificado (-)
$h$	Coeficiente convectivo de transferencia de calor (W/m <sup>2</sup> K)
$H$	Altura (m)
$\mathcal{H}$	Entalpía (J)

ID	Diámetro interno (m)
k	Conductividad (W/mK)
$k_{\text{equi}}$	Conductividad equivalente (W/mK)
$k_{\text{poroso}}$	Conductividad del medio poroso (W/mK)
K	Permeabilidad del medio ( $\text{m}^2$ )
$k$	Energía cinética turbulenta ( $\text{m}^2/\text{s}^2$ )
L	Longitud (m)
$L_a$	Longitud activa (m)
$L_c$	Longitud característica (m)
m	Masa (kg)
$m_{i\_ratio}$	Cociente de masas (-)
$\dot{m}$	Flujo másico (kg/s)
$\dot{m}_a$	Flujo másico del aire (kg/s)
$\dot{m}_{\text{He}}$	Flujo másico del He (kg/s)
$\mu$	Viscosidad dinámica o absoluta (Pa s)
Nu	Número de Nusselt (-)
OD	Diámetro externo (m)
$\emptyset$	Porosidad (-)
P	Presión ( $\text{N}/\text{m}^2$ )
Pr	Número de Prandtl (-)
$P_w$	Perímetro mojado (m)
$\rho$	Densidad ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
$\rho_{\text{equi}}$	Densidad equivalente ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
q	Potencia térmica (W)
$q_{\text{cond}}$	Potencia térmica conductiva (W)
$q_g$	Calor/potencia generada (W)
$q_{\text{máx}}$	Potencia máxima en el análisis de sensibilidad (W)
$q_{\text{mín}}$	Potencia mínima en el análisis de sensibilidad (W)
$q'''$	Potencia volumétrica / densidad volumétrica ( $\text{W}/\text{m}^3$ )
$Q_d$	Calor de decaimiento (W)
$q_{g-c}$	Potencia generada o consumida (W)

$r_{\text{ext}}$	Radio externo (m)
$r_{\text{int}}$	Radio interno (m)
$R$	Resistencia térmica (K/W)
$Ra$	Número de Rayleigh (-)
$Ra_{\text{mod}}$	Número de Rayleigh modificado (-)
$Re$	Número de Reynolds (-)
$R_{t,c}$	Resistencia térmica conductiva (K/W)
$R_{t,c \text{ blind}}$	Resistencia térmica de conducción de la pared del blindaje (K/W)
$t$	Tiempo (s)
$T$	Temperatura (K)
$T_{\text{amb}}$	Temperatura ambiente (K)
$T_{\text{barra}}$	Temperatura exterior de las barras eléctricas (K)
$T_{\text{bastidor}}$	Temperatura exterior del bastidor (K)
$T_{\text{blind\_int}}$	Temperatura capa interior del blindaje (K)
$T_{\text{blindaje}}$	Temperatura exterior del blindaje (K)
$T_{\text{canal}}$	Temperatura exterior del canal (K)
$T_{\text{cápsula}}$	Temperatura exterior de la cápsula MPC (K)
$T_{\text{cápsula\_int}}$	Temperatura capa interior de la cápsula MPC (K)
$T_f$	Temperatura del fluido (K)
$T_F$	Temperatura del modelo base simulado ("Fluent") (K)
$T_{F\_máx}$	Temperatura del modelo simulado, cota superior (K)
$T_{F\_mín}$	Temperatura del modelo simulado, cota inferior (K)
$T_{máx}$	Temperatura máxima (K)
$T_N$	Temperatura obtenida de la malla no refinada (K)
$T_p \text{ ó } T_w$	Temperatura de la pared (K)
$T_{\text{prop}}$	Temperatura de propiedades (K)
$T_{R_\infty}$	Temperatura obtenida de la malla infinitamente refinada (K)
$T_S$	Temperatura experimental del Lab. Nacional de Sandia (K)
$T_{S-}$	Temperatura mínima de LNS en análisis de incertidumbre (K)
$T_{S+}$	Temperatura máxima de LNS en análisis de incertidumbre (K)
$T_\infty$	Temperatura obtenida de la malla refinada (K)

$\bar{T}_a$	Temperatura media del aire (K)
$\bar{T}_{He}$	Temperatura media del He en la región MPC - bastidor (K)
$\bar{T}_{He\_EC}$	Temperatura media del He en la región del EC (K)
$\tau$	Espesor óptico (-)
$v$	Velocidad (m/s)
$v_a$	Velocidad media del aire (m/s)
$V$	Volumen (m <sup>3</sup> )
$V_a$	Volumen activo (m <sup>3</sup> )
$\nu$	Viscosidad cinemática (m <sup>2</sup> /s)
$W$	Ancho (m)
$\dot{W}$	Trabajo externo por unidad de tiempo (W)
$y^+$	Distancia adimensional a la pared (-)

## ANEXOS

### *Anexo A. INTRODUCCIÓN*

#### A.1 Contenedores de almacenamiento en seco

##### Ilustración estructura del bastidor

Se presenta una ilustración mostrando el cuerpo de acero al carbono del bastidor:

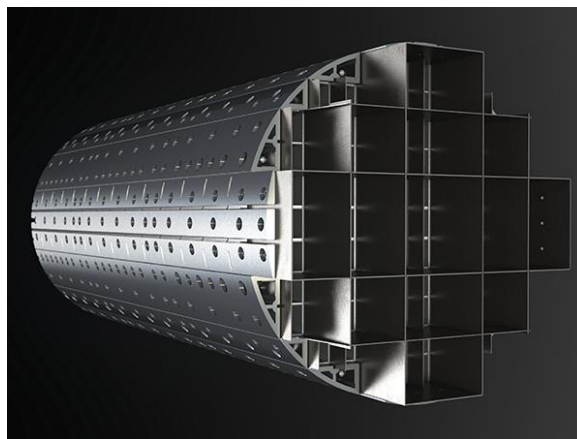


Figura 74. Estructura del bastidor [Recuperado de Powermag.com]

##### Escenario detallado de intercambio de calor en un contenedor de hormigón

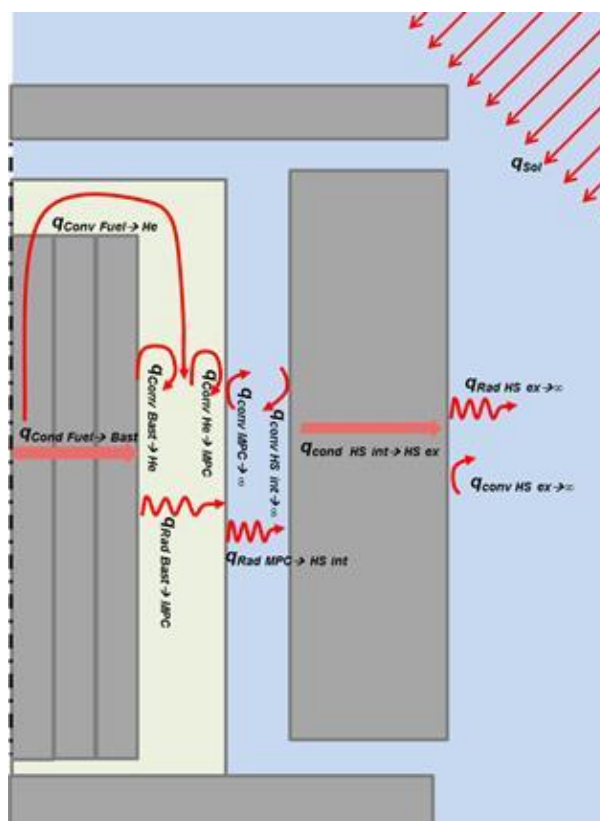


Figura 75. Escenario de intercambio de calor en una sección de contenedor de hormigón

El mecanismo de refrigeración de los contenedores en seco sigue los siguientes procesos de intercambio de calor:

- Calor generado en la matriz de barras debido al calor de decaimiento.
- Calor transferido por conducción a través de la vaina de las barras de combustible.
- Calor transferido por convección desde las barras de combustible debido a la convección natural del gas refrigerante (He).
- Calor transferido por radiación desde las vainas de las barras de combustible hacia el canal y demás barras (no reflejado en la imagen superior debido a que, en los cálculos de la referencia, se englobaba el calor de radiación dentro del conductivo a través de la vaina, es decir, dentro del segundo punto).
- Calor transferido por convección desde la pared externa del bastidor al He circulatorio, y de este a la pared interna de la cápsula.
- Calor refrigerado por el aire que circula por el canal cápsula-blindaje.
- Calor transferido por radiación entre las paredes del interior del contenedor (bastidor→cápsula, cápsula→blindaje).
- Calor refrigerado por conducción a través del interior de las paredes de la cápsula (no representado) y armazón.
- Calor transferido por convección natural y radiación entre la pared exterior del contenedor y el ambiente.
- Calor absorbido por parte de la radiación solar.



## **Anexo B. DESCRIPCIÓN DEL EXPERIMENTO**

### **B.1 Construcción general del DCS**

Fotografías mostrando el montaje llevado a cabo en la construcción del elemento combustible de la instalación experimental DCS:

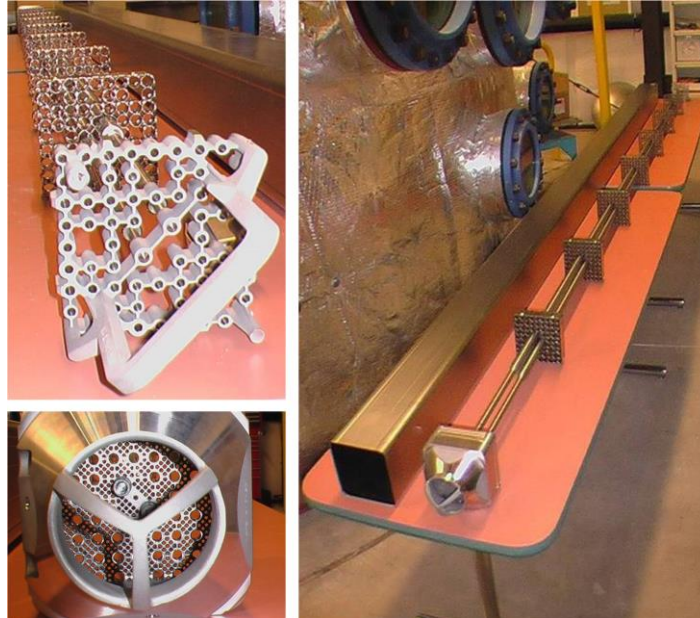


Figura 76. Diseño de Elemento Combustible BWR 9x9 [Recuperado de SNL]

### **B.2 Materiales, medidas y propiedades**

#### Emisividad Canal del elemento combustible

La emisividad del material del canal se muestra en función de la altura del canal:

Tabla 38. Emisividades del Zircaloy-2 en función de la altura del canal

$h$ [inch]	$h$ [m]	$\varepsilon$
0	0	0.174
12	0.3048	0.162
24	0.6096	0.169
36	0.9144	0.175
48	1.2192	0.223
60	1.524	0.301
72	1.8288	0.423
84	2.1336	0.436
96	2.4384	0.54
108	2.7432	0.595
120	3.048	0.635
132	3.3528	0.653
144	3.6576	0.648
156	3.9624	0.531

### Emisividad aislante

Polinomio que muestra la emisividad de la lana de roca en función de la temperatura T:

$$\varepsilon = a + bT \quad (68)$$

Donde a y b son constantes cuyos valores son 0.292 y  $6.25 \cdot 10^{-4}$ . [45]

Dando valores de temperatura [K] obtenemos la siguiente tabla:

*Tabla 39. Emisividades de la Lana de roca*

$T [K]$	$\varepsilon$
173	0.40
200	0.42
250	0.45
300	0.48
350	0.51
400	0.54
450	0.57
500	0.60
550	0.64
600	0.67
650	0.70
700	0.73
750	0.76
800	0.79
850	0.82
900	0.85
923	0.87

### Medidas de los diferentes elementos del DCS

Se muestran a continuación las características geométricas que presentan los diferentes elementos que componen la instalación experimental. *OD* hace referencia al diámetro externo (“Outer Diameter”), *ID* al interno (“Inner Diameter”), *H* a la altura, *L* a la longitud horizontal, *W* al ancho y *e* al espesor

Tabla 40. Medidas elementos DCS

Dry Cask Simulator (DCS)							
Elemento	Material	Dimensiones [mm]					
		OD	ID	H	L	W	e
<b>Barras largas eléctricas</b> <b>x66</b>	Incoloy 800 - Vaina MgO - fuel	11	9.6	3989	-	-	0.7
<b>Barras cortas eléctricas</b> <b>x8</b>	Incoloy 800 - Vaina MgO - fuel	11	9.6	2610	-	-	0.7
<b>Barras de agua</b> <b>x2</b>	Zircaloy-2 (circonio)	24.9	23.4	3989	-	-	0.75
<b>Espaciadores</b> <b>x7</b>	Zircaloy-2 (circonio)	-	-	-	-	-	-
<b>Tapas</b> <b>x2</b>	Acero al carbono	457	-	-	-	-	44.7
<b>Canal</b> <b>x1</b>	Zircaloy-2 (circonio)	141	133	4126	141	141	4
<b>Bastidor</b> <b>x1</b>	Acero al carbono	178	159	4470	178	178	9.5
<b>Cápsula</b> <b>x1</b>	Acero al carbono	273	255	4572	273	273	9
<b>Blindaje</b> <b>x1</b>	Acero al carbono	467	457	4572	467	467	5
<b>Conductos</b> <b>x4</b>	Acero al carbono	105		105	457	232	1.9
<b>Panal</b> <b>x4</b>	Polycarbonato	102		102	51	229	1.9
<b>Aislante</b> <b>x1</b>	Kaowool (Lana de roca)	480	467	4572	-	-	6.5

### B.3 Instrumentación

#### Termopares

Se muestra la localización de los sensores termopares en las diferentes superficies que componen el DCS:

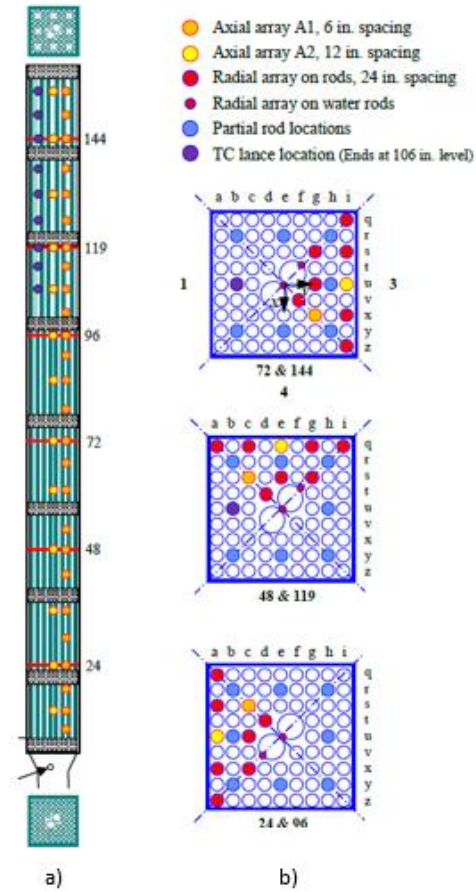


Figura 77. Elemento combustible mostrando la localización de los termopares a) axialmente y b) radialmente [Recuperado de SNL]

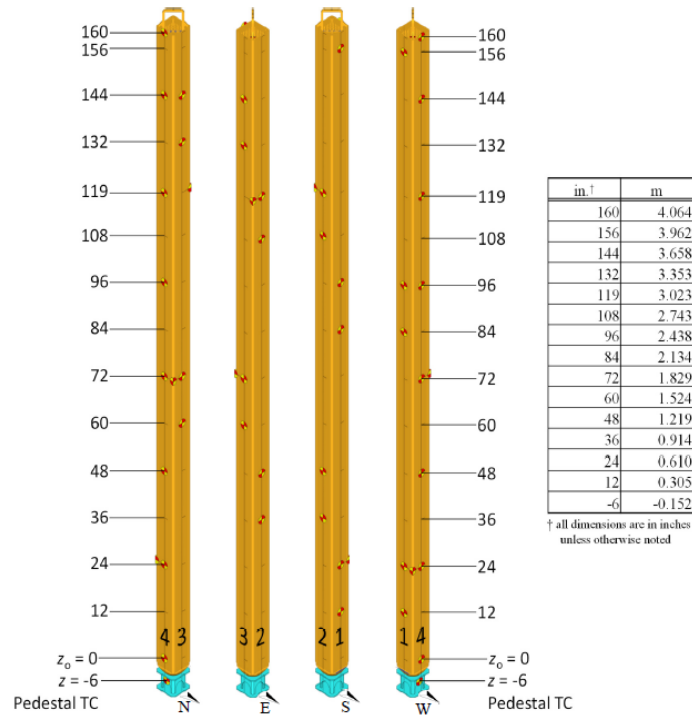


Figura 78. Canal mostrando la localización de los termopares [Recuperado de SNL]

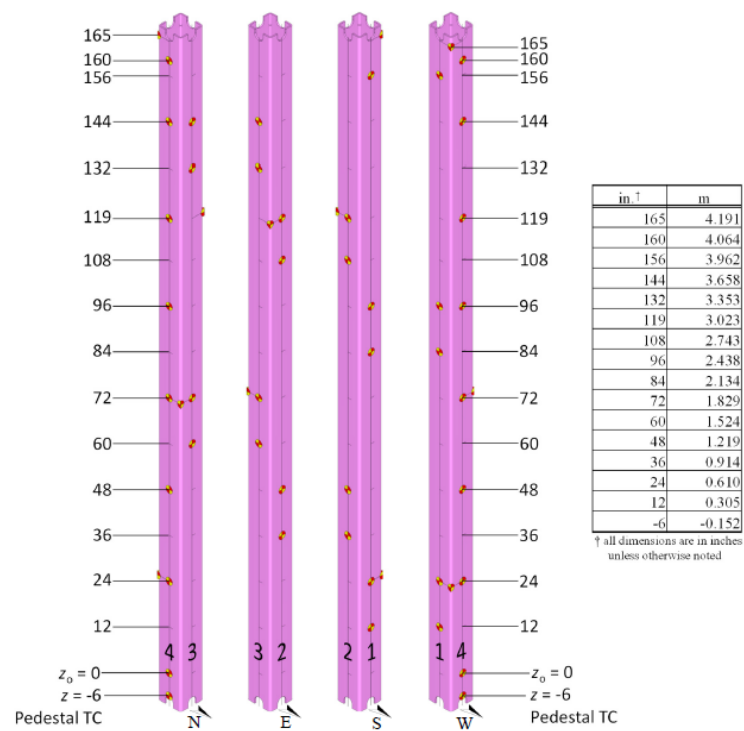


Figura 79. Bastidor mostrando la localización de los termopares [Recuperado de SNL]

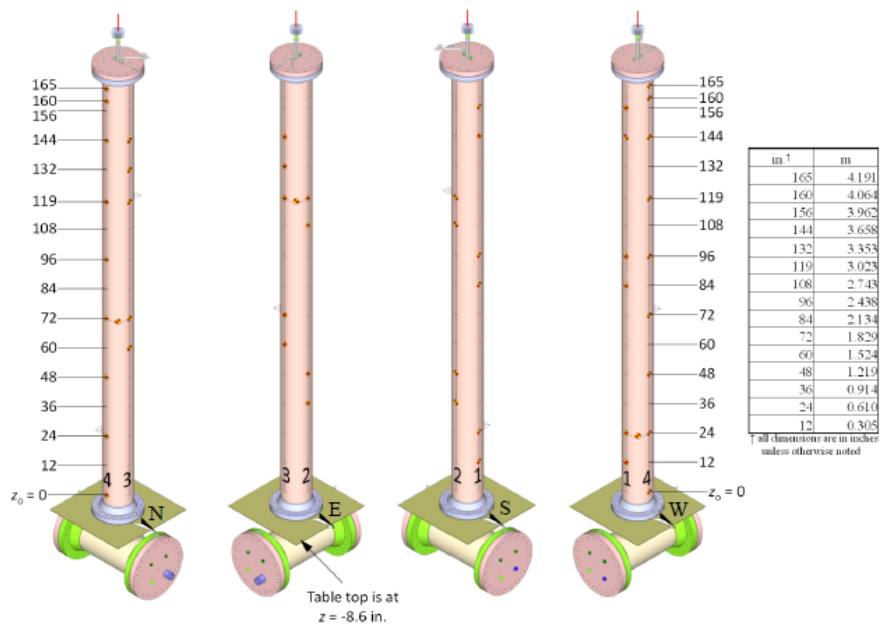


Figura 80. Cápsula (MPC) mostrando la localización de los termopares [Recuperado de SNL]

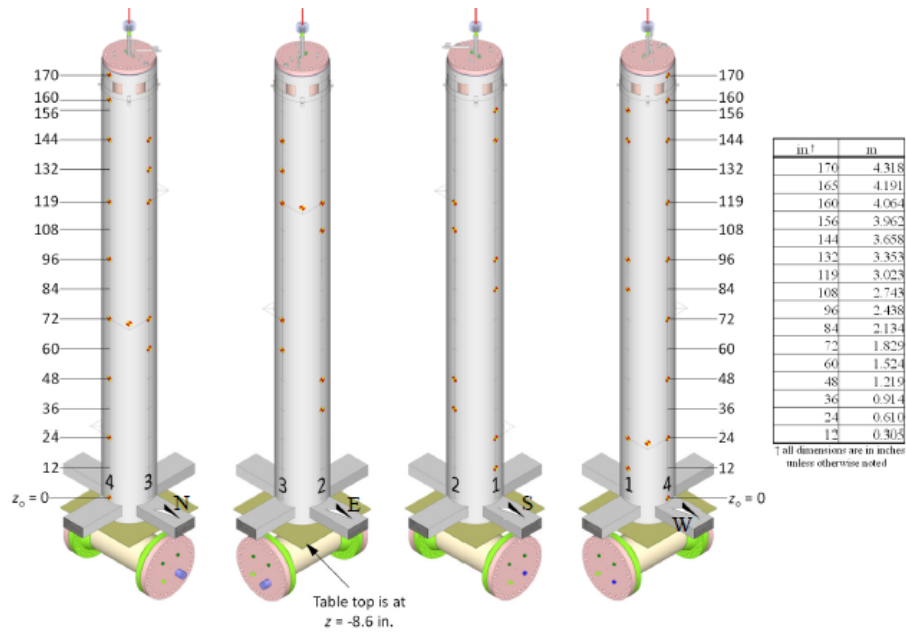


Figura 81. Blindaje mostrando la localización de los termopares [Recuperado de SNL]

### Lista de sensores termopar

Tabla 41. Lista de sensores termopares con documentación experimental

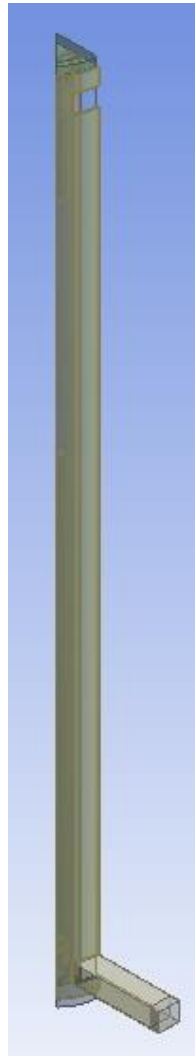
Sensor	Y (m)	X (m)	Z (m)
DT_24	0.781	0.020364	0.020364
DT_48	1.390	0.020364	0.020364
DT_96	2.609	0.020364	0.020364
FV_144	3.829	0.020364	0.020364
FV_72	2.000	0.020364	0.020364
Channel_119	3.194	0.0705	0
Channel_144	3.829	0.0705	0
Channel_48	1.390	0.0705	0
Channel_60	1.695	0.0705	0
Channel_72	2.000	0.0705	0
Channel_84	2.305	0.0705	0
Basket_108	2.914	0.089	0
Basket_132	3.524	0.089	0
Basket_144	3.829	0.089	0
Basket_159	4.208	0.089	0
Basket_72	2.000	0.089	0
Basket_96	2.609	0.089	0
PV_108	2.914	0.1365	0
PV_119	3.194	0.1365	0
PV_144	3.829	0.1365	0
PV_156	4.133	0.1365	0
PV_159	4.208	0.1365	0
PV_96	2.609	0.1365	0
S1_119	3.194	0.2335	0
S1_132	3.524	0.2335	0
S1_159	4.208	0.2335	0

## ***Anexo C. MODELADO/ANÁLISIS NUMÉRICO***

---

### **C.1 Hipótesis y aproximaciones**

Se muestra la figura isométrica del corte a un octavo de la geometría del DCS:

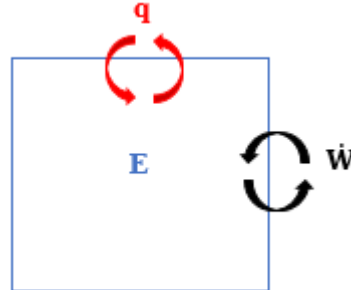


*Figura 82. Vista en isométrico de la simetría 1/8*

## C.2 Aproximación al modelo poroso

### Conductividad radial equivalente

#### BALANCE DE ENERGÍAS



$$\Delta E = q - \dot{W} \rightarrow \frac{dE}{dt} = q - \dot{W}$$

Se asume una transmisión de calor puramente conductivo dentro del sólido, es decir, no hay aportación de radiación.

$$\frac{d(U + E_{\text{química}} + E_{\text{nuclear}})}{dt} = q_{\text{cond}} - \left( \dot{W}_{\text{elec}} + P \frac{dV}{dt} \right)$$

Donde el último término de la ecuación hace referencia a la potencia por variación de volumen del gas (expansión/compresión) y  $U$  a la energía interna.

Expresando la ecuación de otra forma:

$$\frac{dU}{dt} + P \frac{dV}{dt} = q_{\text{cond}} - \dot{W}_{\text{elec}} - \frac{d(E_{\text{química}} + E_{\text{nuclear}})}{dt}$$

La expresión  $\dot{W}_{\text{elec}} - \frac{d(E_{\text{química}} + E_{\text{nuclear}})}{dt}$  hace referencia a la potencia generada o consumida ( $q_{g-c}$ ). Por otra parte, los dos términos a la izquierda de la igualdad pueden expresarse en función de la entalpía  $H$ , cuya definición es:  $H = U + PV$ . Por tanto:

$$\frac{dH}{dt} = \frac{dU}{dt} + \frac{d(PV)}{dt} = \frac{dU}{dt} + P \frac{dV}{dt} + V \frac{dP}{dt}$$

Despejando de la expresión los términos  $\frac{dU}{dt} + P \frac{dV}{dt}$  obtenemos:

$$\frac{dU}{dt} + P \frac{dV}{dt} = \frac{dH}{dt} - V \frac{dP}{dt}$$

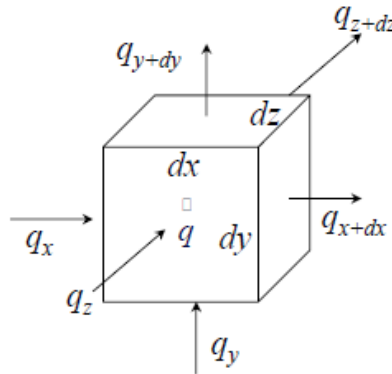
Además, si tenemos en cuenta que para un gas ideal  $dH = mC_p dT$  y que  $dP \approx 0$  obtenemos finalmente:

$$mC_p \frac{dT}{dt} = q_{\text{cond}} + q_{g-c}$$



## ECUACIÓN DE DIFUSIÓN EN UN SÓLIDO

Partiendo de la ecuación de la energía ( $mC_p \frac{dT}{dt} = \sum q + q_{g-c}$ ) y definiendo un elemento diferencial de sólido como el siguiente:



Podemos expresar  $\sum q$  como la aportación de los calores en las tres direcciones del espacio:

$$mC_p \frac{dT}{dt} = q_x - q_{x+dx} + q_y - q_{y+dy} + q_z - q_{z+dz} + q_{g-c}$$

Esta expresión, puede desarrollarse aplicando las expansiones de Taylor:

$$mC_p \frac{dT}{dt} = -\frac{\partial q_x}{\partial x} dx - \frac{\partial q_y}{\partial y} dy - \frac{\partial q_z}{\partial z} dz + q_{g-c}$$

Bajo la asunción de conductividad isotrópica ( $k_x = k_y = k_z = k$ ), calor volumétrico homogéneo (volumen homogéneo  $dx=dy=dz$ ;  $dV = dxdydz$ ;  $\rightarrow q_{g-c} = q'''dV$ ) y la aplicación de la ley de Fourier para la transmisión de calor por interior de un sólido ( $q_{cond} = -kA\nabla T$ ;  $\rightarrow q_x = -kdxdydz \frac{\partial T}{\partial x}$ ;  $q_y \dots$ ;  $q_z \dots$ ) obtenemos:

$$mC_p \frac{dT}{dt} = -\frac{\partial}{\partial x} \left( -k \frac{\partial T}{\partial x} \right) dV - \frac{\partial}{\partial y} \left( -k \frac{\partial T}{\partial y} \right) dV - \frac{\partial}{\partial z} \left( -k \frac{\partial T}{\partial z} \right) dV + q'''dV$$

Sacando factor común a  $dV$  y definiendo la expresión en función de la densidad:

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = -\frac{\partial}{\partial x} \left( -k \frac{\partial T}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left( -k \frac{\partial T}{\partial y} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left( -k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q'''$$

Sacando factor común a  $k$  (isotrópico):

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = k \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + q'''$$

Que expresado de manera más compacta:

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = \nabla(k\nabla) + q'''$$

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = k\nabla^2 T + q'''$$

Definiendo el operador laplaciano  $\Delta = \nabla^2$  obtenemos la ecuación que representa la transmisión de calor dentro de un sólido con generación:

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = k \Delta T + q'''$$

[46]

### Simulación bidimensional del elemento combustible

El software se divide en diferentes menús o módulos dentro del esquema de trabajo (“Project schematic”) a partir de los cuales ir desarrollando el sistema bajo estudio: geometría (“geometry”), mallado (“mesh”), puesta en marcha (“setup”) que hace referencia al módulo “fluent” y por último, solución y resultados (“solution and results”).

En el apartado de geometría, dada la simetría que presentaba el sistema (simetría 1/4), es necesario el uso de herramientas como “patrón” o “simetría” que ahorran bastante tiempo de diseño. El modelo experimental tal y como podemos observar en la figura inferior consta de una matriz de 9x9 (74 barras de combustible y 2 más grandes rellenas de helio ocupando el espacio equivalente a 7 barras).

La geometría simulada fue la siguiente:

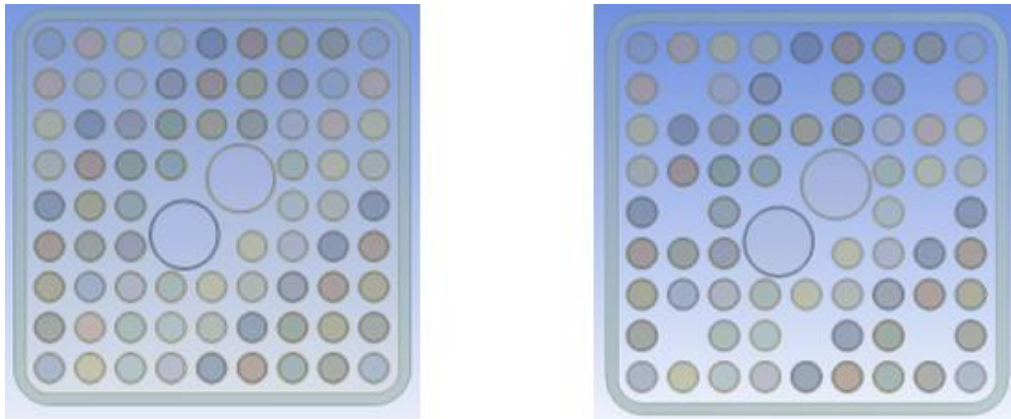


Tabla 42. EC inferior (izda) y superior (drcha)

En cuanto al mallado, al tratarse de un modelo bidimensional simplificado, el proceso resulta más trivial que en el modelo tridimensional que se mostrará en capítulo 5. El primer paso a realizar en este módulo es la selección de etiquetas, que consiste en dar nombre a cada parte que compone el diseño simulado con el fin de facilitar futuras asignaciones de condiciones de contorno. En el proceso de mallado, al tratarse de un modelo simplificado se estableció directamente un mallado genérico en el que únicamente se varió el tamaño de grano (elemento/celda) para generar un mallado lo más uniforme y extenso posible. De manera adicional, en las regiones colindantes con los tubos, el mallado tiende a generar un mallado con una calidad notablemente más baja, por lo que se aplicaron ciertas herramientas correctoras como “Inflation” con el fin de mejorarlo en esas zonas. El paso siguiente a la realización de un mallado visualmente aceptable, es siempre comprobar que los diferentes parámetros numéricos de la calidad de la malla son admisibles (i.e., estaban dentro de unos rangos de calidad) como fue el caso del mallado bidimensional presentado. Estos parámetros serán explicados con más detalle en la simulación 3D de la instalación.

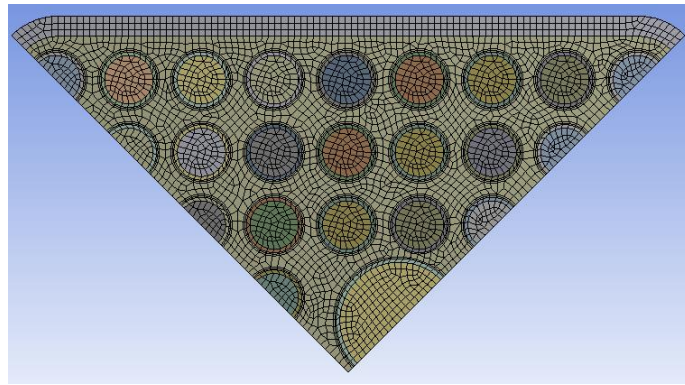


Tabla 43. Mallado del EC. Simetría 1/4

En lo referente al “setup”, en este módulo se establecen todas las condiciones de contorno bajo las que se desarrolla el sistema bidimensional: materiales de todas las partes sólidas, fluidos partícipes, tipos de regímenes, modelo de viscosidad (*k-epsilon*), temperaturas, velocidades, presiones y demás propiedades termo-físicas. Adicionalmente, se especificó el método resolutivo más adecuado al tipo de escenario que se presentaba, en este caso el “Green-Gauss Node Based”. Dentro de las opciones de dominio, se estableció el sistema como uno estacionario y basado en presiones (“Pressure Based”). Por último, se asignaron unos valores preliminares para las condiciones de contorno con las que poder inicializar el sistema y poder llevar a cabo el proceso de resolución iterativo.

En el módulo de solución se presentan los resultados obtenidos tras la simulación, mientras que el módulo resultados se usa como herramienta gráfica con más opciones de visualización y de edición de gráficos, que en este caso no se le dio uso.

[47]

### C.3 Procedimientos

#### Casos laboratorios sandia

A continuación, se muestran los resultados experimentales ofrecidos por el Laboratorio Nacional de Sandia para la futura validación del modelo simulado “Fluent”:

Tabla 44. Datos experimentales Sandia ( $P_{He}=0.003$  bar)

	Nominal Power [kW]	Resultados estacionarios a P = 0.3 kPa (0.003 bar)								
			Power [kW]	Cladding [K]	Channel [K]	Basket [K]	Vessel [K]	Shell 1 [K]	Ambient [K]	Air flow [Kg/s]
Caso 1	0.5	Average	0.492	458	404	361	328	312	299	2.53E-02
		Max	0.51	459	405	362	330	315	303	2.87E-02
		Min	0.472	456	403	361	328	311	296	2.17E-02
		Location (Sensor)	-	DT_2_48	Channel_4_48	Basket_3_72	PV_2_108	S1_2_119	All	Assembly Total
Caso 2	1	Average	1.004	549	470	406	351	323	301	3.51E-02
		Max	1.041	550	471	407	352	324	303	3.84E-02
		Min	0.934	549	470	406	351	322	299	3.14E-02
		Location (Sensor)	-	DT_1_24	Channel_4_48	Basket_3_72	PV_1_96	S1_2_119	All	Assembly Total

Tabla 45. Datos experimentales Sandia ( $P_{He}=1$  bar)

	Nominal Power [kW]	Resultados estacionarios a P = 100 kPa (1 bar)								
			Power [kW]	Cladding [K]	Channel [K]	Basket [K]	Vessel [K]	Shell 1 [K]	Ambient [K]	Air flow [Kg/s]
Caso 3	0.5	Average	0.504	376	359	344	328	312	298	2.64E-02
		Max	0.525	376	359	344	328	312	300	2.88E-02
		Min	0.482	375	359	344	328	311	296	2.44E-02
		Location (Sensor)	-	FV_3_72	Channel_4_72	Basket_4_96	PV_2-3_119	S1_2_119	All	Assembly Total
Caso 4	1	Average	1.001	434	405	378	350	321	299	3.53E-02
		Max	1.017	435	405	379	350	321	301	3.75E-02
		Min	0.985	434	404	378	349	321	298	3.21E-02
		Location (Sensor)	-	FV_3_72	Channel_4_72	Basket_3_72	PV_2-3_119	S1_2_119	All	Assembly Total
Caso 5	2.5	Average	2.493	570	511	461	403	348	300	5.31E-02
		Max	2.516	570	511	461	403	348	302	5.61E-02
		Min	2.471	570	511	460	402	347	298	5.02E-02
		Location (Sensor)	-	DT_2_48	Channel_3_60	Basket_3_72	PV_2-3_119	S1_2_119	All	Assembly Total
Caso 6	5	Average	5.01	715	630	554	467	387	301	6.89E-02
		Max	5.039	716	631	555	468	389	305	7.21E-02
		Min	4.969	714	628	553	466	385	299	6.54E-02
		Location (Sensor)	-	DT_2_48	Channel_4_48	Basket_3_72	PV_2-3_119	S1_2_119	All	Assembly Total

Tabla 46. Datos experimentales Sandia ( $P_{He}=4.5$  bar)

	Nominal Power [kW]	Resultados estacionarios a P = 450 kPa (4.5 bar)								
			Power [kW]	Cladding [K]	Channel [K]	Basket [K]	Vessel [K]	Shell 1 [K]	Ambient [K]	Air flow [Kg/s]
Caso 7	0.5	Average	0.513	367	353	341	326	311	296	2.41E-02
		Max	0.529	367	353	341	327	312	299	2.66E-02
		Min	0.489	367	352	340	326	310	293	2.07E-02
		Location (Sensor)	-	FV_3_144	Channel_2_119	Basket_3_132	PV_2-3_119	S1_4_159	All	Assembly Total
Caso 8	1	Average	1.047	426	399	377	351	323	299	3.28E-02
		Max	1.073	427	399	377	351	324	302	3.63E-02
		Min	1.018	425	397	376	350	322	295	2.82E-02
		Location (Sensor)	-	FV_3_144	Channel_2_119	Basket_3_132	PV_3_144	S1_4_159	All	Assembly Total
Caso 9	2.5	Average	2.491	545	494	451	401	346	300	4.76E-02
		Max	2.551	546	495	452	402	348	303	5.06E-02
		Min	2.456	543	492	449	399	345	299	4.52E-02
		Location (Sensor)	-	DT_1_96	Channel_2_119	Basket_2_108	PV_2-3_119	S1_3_132	All	Assembly Total
Caso 10	5	Average	4.972	689	612	547	465	384	299	6.55E-02
		Max	5.03	690	613	548	466	386	302	6.87E-02
		Min	4.91	689	611	547	464	383	297	6.16E-02
		Location (Sensor)	-	DT_1_96	Channel_1_84	Basket_2_108	PV_2-3_119	S1_2_119	All	Assembly Total

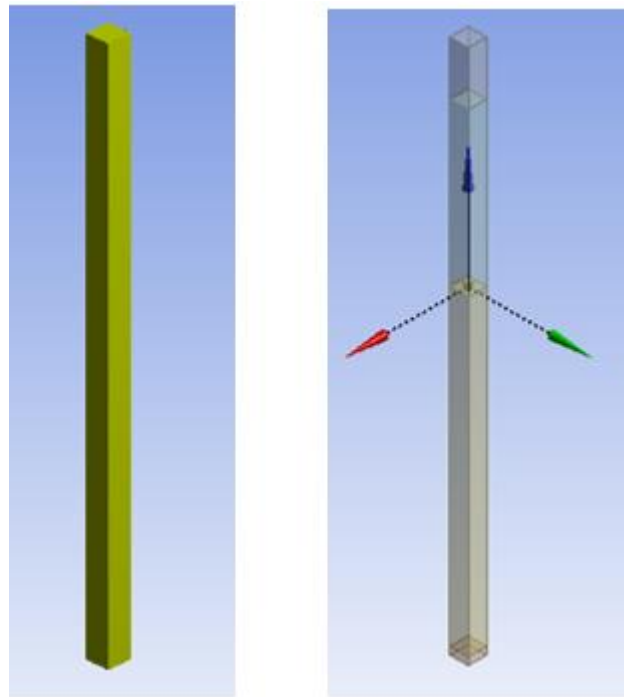
Tabla 47. Datos experimentales Sandia ( $P_{He}=8$  bar)

	Nominal Power [kW]	Resultados estacionarios a P = 800 kPa (8 bar)								
			Power [kW]	Cladding [K]	Channel [K]	Basket [K]	Vessel [K]	Shell 1 [K]	Ambient [K]	Air flow [Kg/s]
Caso 11	0.5	Average	0.499	359	347	338	329	312	298	2.21E-02
		Max	0.516	359	347	338	329	312	299	2.43E-02
		Min	0.484	358	347	338	329	312	296	1.91E-02
		Location (Sensor)	-	FV_3_144	Channel_3_144	Basket_4_159	PV_1_156	S1_4_159	All	Assembly Total
Caso 12	1	Average	0.985	410	388	374	356	323	297	3.10E-02
		Max	1.058	410	389	374	356	324	300	3.48E-02
		Min	0.967	410	388	373	355	323	294	2.72E-02
		Location (Sensor)	-	FV_3_144	Channel_3_144	Basket_4_159	PV_4_159	S1_4_159	All	Assembly Total
Caso 13	2.5	Average	2.503	521	477	444	408	349	298	4.69E-02
		Max	2.547	521	477	444	409	350	303	4.92E-02
		Min	2.444	521	477	443	408	349	296	4.39E-02
		Location (Sensor)	-	FV_3_144	Channel_3_144	Basket_4_159	PV_4_159	S1_4_159	All	Assembly Total
Caso 14	5	Average	4.997	659	590	533	466	387	300	6.26E-02
		Max	5.021	659	590	533	467	387	303	6.60E-02
		Min	4.956	658	589	532	466	387	299	5.99E-02
		Location (Sensor)	-	FV_3_144	Channel_3_144	Basket_3_144	PV_4_159	S1_4_159	All	Assembly Total

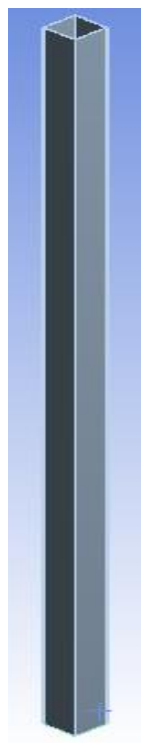
Donde se muestran las temperaturas exteriores de las barras (vaina, “cladding”), canal (“channel”), bastidor (“basket”), cápsula (“cannister”/“vessel”), blindaje (“shell”) y temperatura ambiente (“ambient”), potencia eléctrica (“power”) y flujo másico de aire (“air Flow”). La nomenclatura de los sensores viene explicada en el epígrafe 4.3.

### Geometría 3D ANSYS Fluent

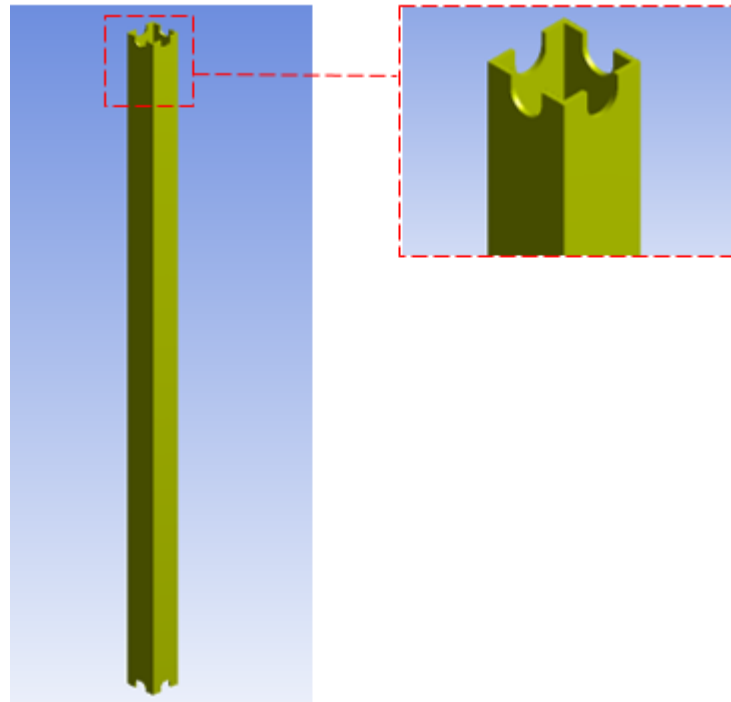
Imágenes extraídas del módulo de geometría del software ANSYS, para cada elemento que compone el modelado del DCS:



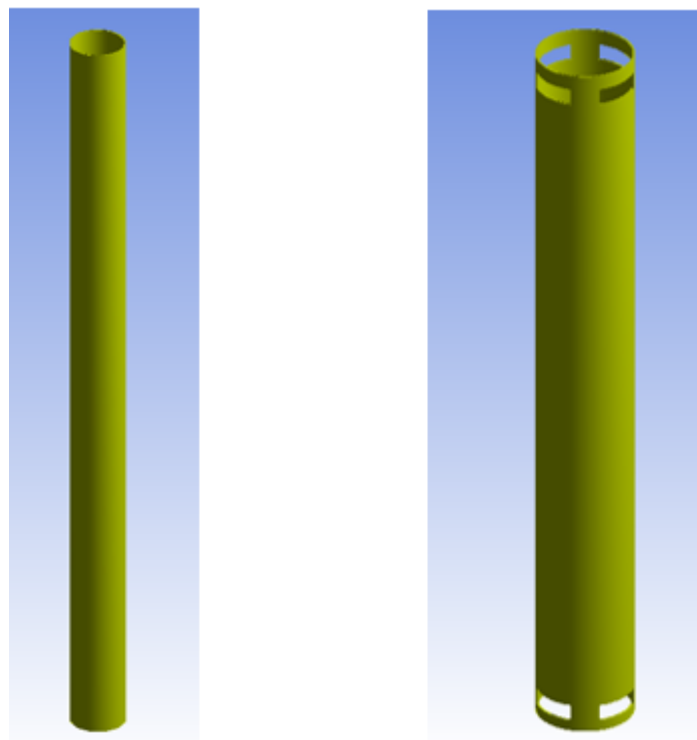
*Figura 83. Geometría del elemento combustible mostrando las 4 divisiones realizadas*



*Figura 84. Geometría del canal*



*Figura 85. Geometría del bastidor*



*Figura 86. Geometría de la cápsula (izqda) y blindaje & aislante (geometría similar, drcha)*

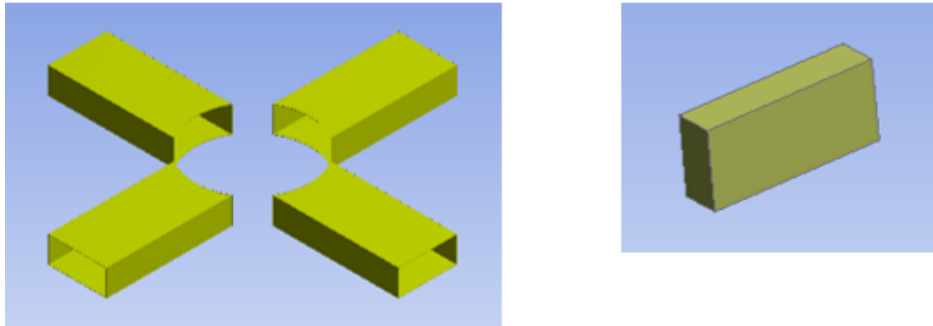


Figura 87. Geometría de los conductos de aire (izda) junto con el panel (drcha)

El panel se diseñó en el módulo de geometría como un sólido rectangular. Sin embargo, fue aproximado a modelo poroso (de manera similar a como se hizo con el EC) en el módulo de “setup” de manera que se pudo asemejar la geometría inicial por la de un sólido con orificios (más parecido a la geometría real).

### Discretización espacial: Mallado 3D ANSYS Fluent

Imágenes extraídas del módulo de mallado del software ANSYS, para cada elemento que compone el modelado del DCS:

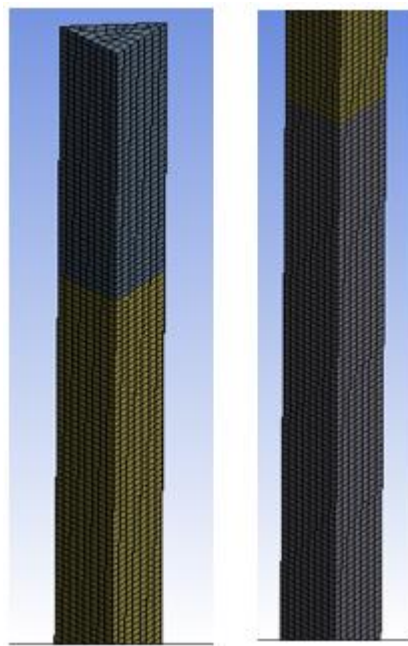
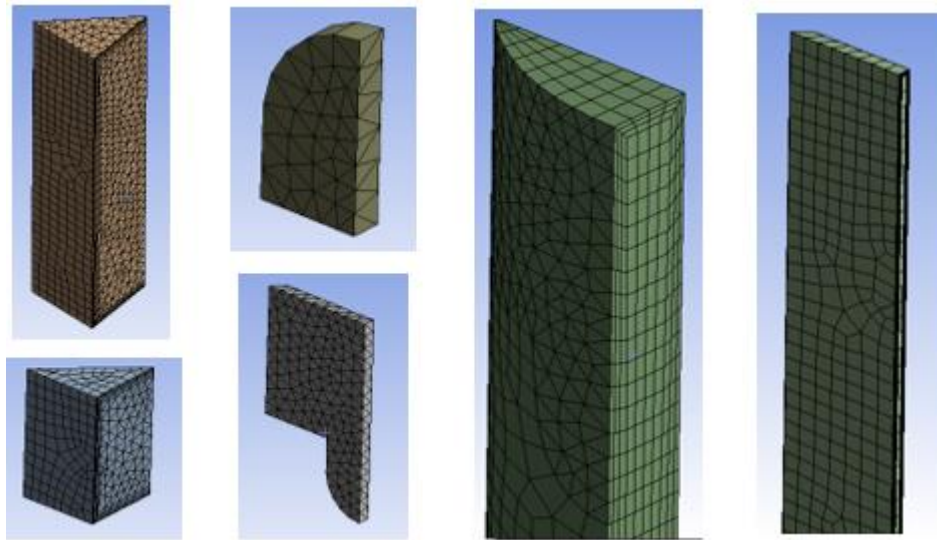
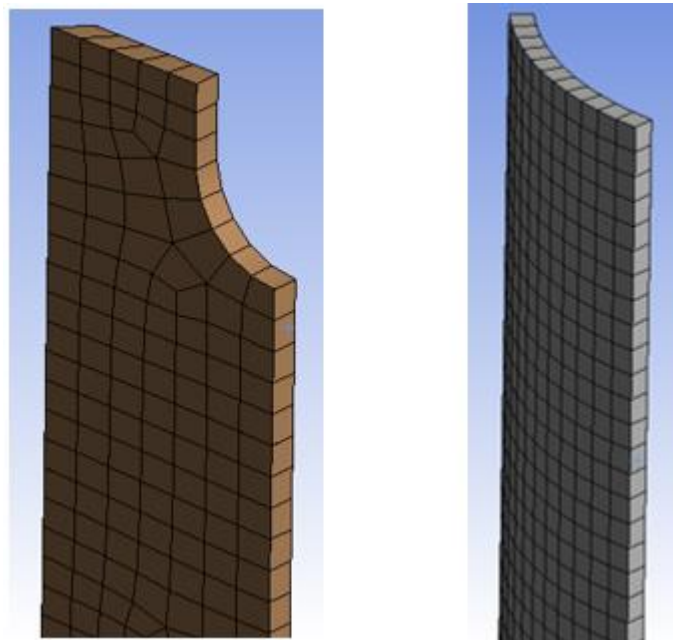


Figura 88. Mallado del elemento combustible (región 2 y 3)





*Figura 89. Mallado de los volúmenes de helio*



*Figura 90. Mallado del bastidor y la cápsula*

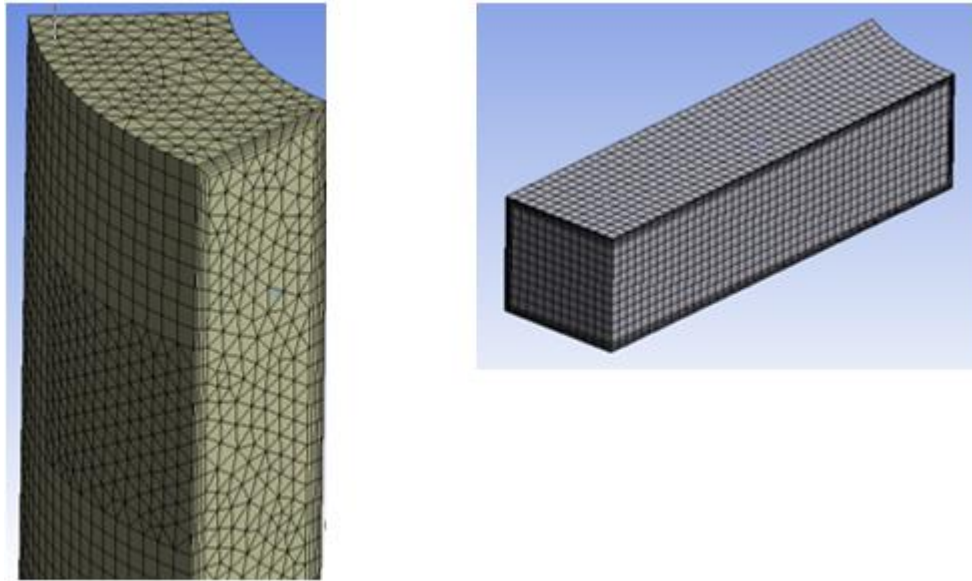


Figura 91. Mallado de las regiones ocupadas por el aire. A la izquierda, el aire encerrado entre cápsula y blindaje. A la derecha, el aire en el conducto de entrada.

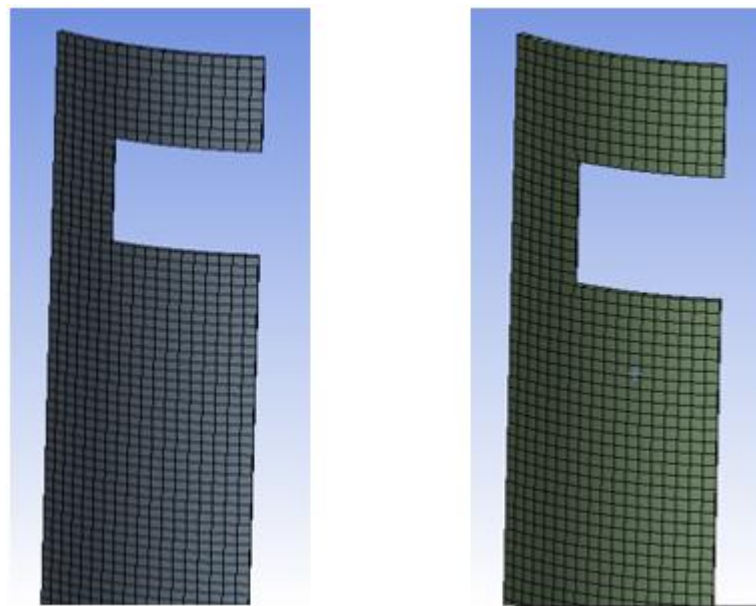


Figura 92. Mallado del blindaje y la capa de aislante.

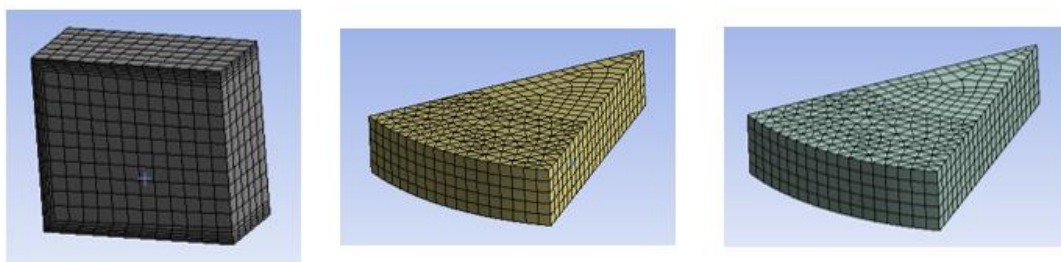


Figura 93. Mallado del panel de entrada de aire (izqda) y las tapas superior e inferior (centro y drcha).

## C.4 Resolución numérica

### Aproximaciones físicas

#### UDF emisividad del canal

Se representó gráficamente las emisividades en función de la altura del canal, con el fin de obtener mediante regresión polinómica una función de la emisividad del “Zircaloy-2” dependiente de la altura:

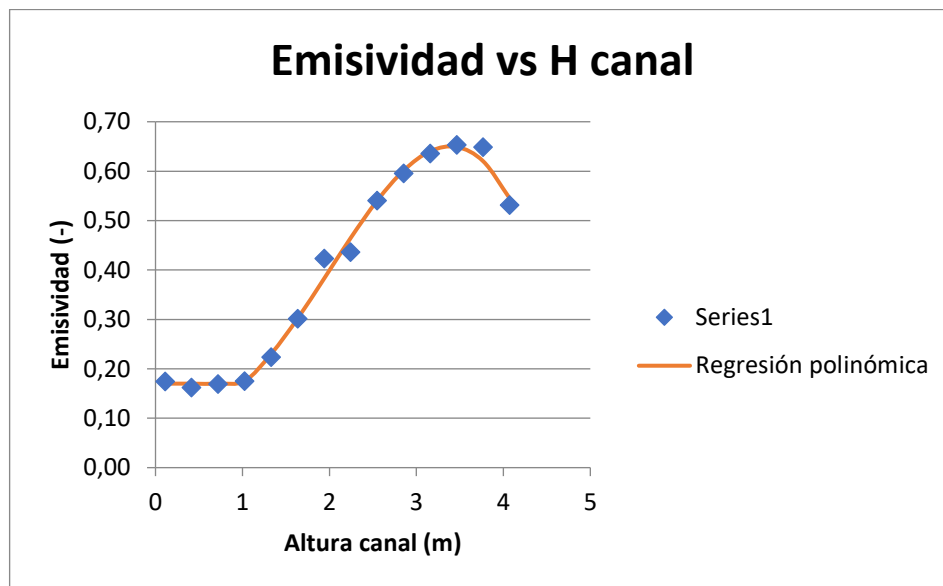


Figura 94. Gráfica de la emisividad vs altura del canal

Donde puede observarse un comportamiento lineal hasta el metro de altura, a partir del cual comienza un comportamiento polinómico:

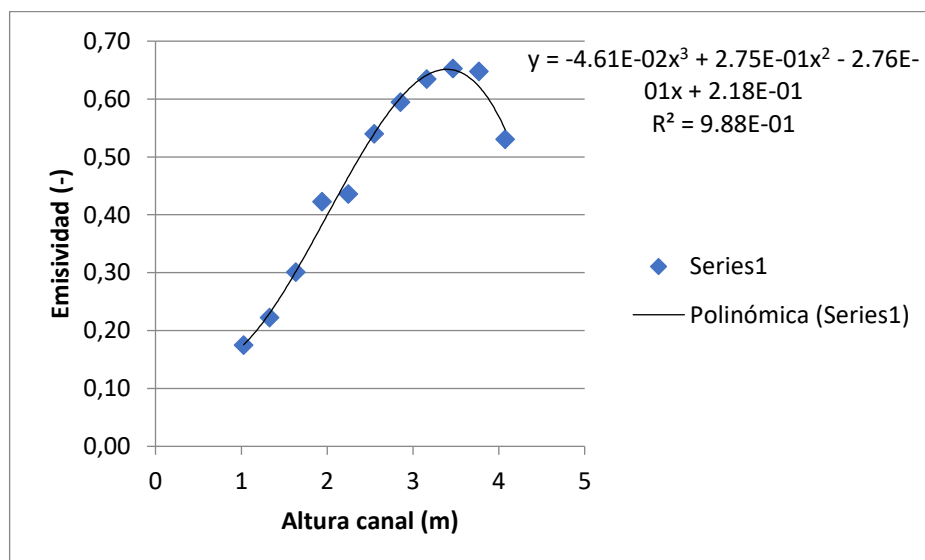


Figura 95. Regresión polinómica de la curva emisividad vs altura del canal

Obteniéndose el polinomio siguiente:

$$\epsilon(h) = -4.61 \cdot 10^{-2} h^3 + 2.75 \cdot 10^{-1} h^2 - 2.76 \cdot 10^{-1} h + 2.18 \cdot 10^{-1} \quad (69)$$

### Coefficientes convectivos de transferencia de calor:

Se realizó un cálculo analítico de los coeficientes de transferencia de calor en las superficies verticales (aislante) como horizontales (tapas y conductos de aire). En el caso de las primeras, se usó la correlación de convección natural sobre paredes verticales. Esta aproximación de una superficie cilíndrica a pared plana es posible dado que  $\frac{D}{L} \geq \frac{35}{Gr_L^{1/4}}$  es decir, la relación entre el diámetro de la curvatura y longitud de la pared es suficientemente grande:

$$Nu = 0.1 Ra_L^{1/3} \quad (70)$$

Donde  $Ra_L$  hace referencia al número adimensional de Rayleigh para una longitud característica  $L$  (longitud de la pared de aislante). Haciendo uso de la ecuación 71 y llevando a cabo el cálculo para diferentes temperaturas de pared externa:

$$h = \frac{Nu \cdot k}{L_c} \quad (71)$$

Tabla 48. Cálculo de  $h$  convectivo (aproximación a pared plana vertical)

	Cálculo de $h_{ext}$			
$T_{pared} [K]$	<i>Grashof</i> [-]	<i>Rayleigh</i> [-]	<i>Nusselt</i> [-]	$h [W/m^2K]$
300	7.68E+10	5.38E+10	377.471	1.86
310	2.69E+11	1.88E+11	573.113	2.82
320	4.61E+11	3.23E+11	685.911	3.38
330	6.53E+11	4.57E+11	770.354	3.79
340	8.45E+11	5.92E+11	839.489	4.13
350	1.04E+12	7.26E+11	898.798	4.43
360	1.23E+12	8.61E+11	951.168	4.68
370	1.42E+12	9.95E+11	998.331	4.92
380	1.61E+12	1.13E+12	1041.415	5.13
390	1.81E+12	1.26E+12	1081.202	5.33
400	2.00E+12	1.40E+12	1118.258	5.51

Graficando  $h$  convectivo frente a la temperatura:

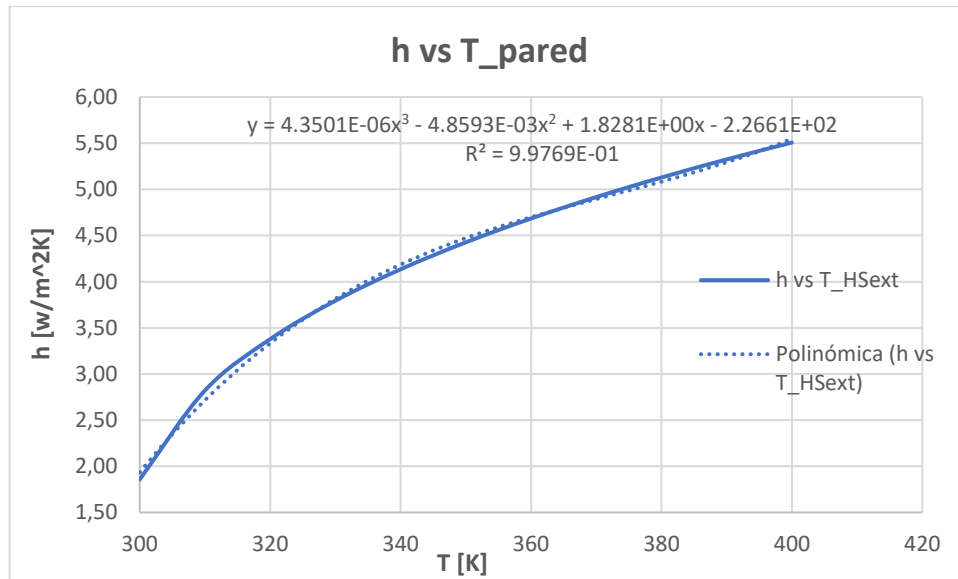


Figura 96. Gráfico  $h$  vs  $T_{pared}$  y regresión polinómica (grado 3) en pared vertical

Aplicando una línea de tendencia polinómica de orden tres, obtenemos el polinomio deseado que representa la variación del coeficiente convectivo frente a la temperatura externa de la pared:

$$h(T) = 4.3501 \cdot 10^{-6} T^3 - 4.8593 \cdot 10^{-3} T^2 + 1.8281 T - 2.2661 \cdot 10^2 \quad (72)$$

De manera análoga, se procedió para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor convectivo en las paredes horizontales externas (tapas y conducto de aire), donde se hizo uso de la correlación de convección natural sobre placa plana horizontal (superficie caliente hacia arriba):

$$Nu = 0.15 Ra_L^{1/3} \quad (73)$$

Donde  $L$  en este caso hace referencia al cociente del área de la superficie en contacto con el aire entre el perímetro de la misma área:  $\frac{A}{P}$ . De nuevo, tras hacer uso de la ecuación 71:

Tabla 49. Cálculo de  $h$  convectivo (pared plana horizontal)

$T_{pared} [K]$	Cálculo de $h_{ext}$			
	Grashof [-]	Rayleigh [-]	Nusselt [-]	$h [W/m^2K]$
300	5.14E+07	3.60E+07	49.517	2.79
310	1.80E+08	1.26E+08	75.181	4.23
320	3.08E+08	2.16E+08	89.978	5.07
330	4.37E+08	3.06E+08	101.055	5.69
340	5.65E+08	3.96E+08	110.124	6.20
350	6.94E+08	4.86E+08	117.904	6.64
360	8.22E+08	5.76E+08	124.774	7.03
370	9.51E+08	6.66E+08	130.961	7.38
<b>380</b>	1.08E+09	7.55E+08	136.613	7.69
<b>390</b>	1.21E+09	8.45E+08	141.832	7.99
<b>400</b>	1.34E+09	9.35E+08	146.693	8.26

Graficando  $h$  convectivo frente a la temperatura:

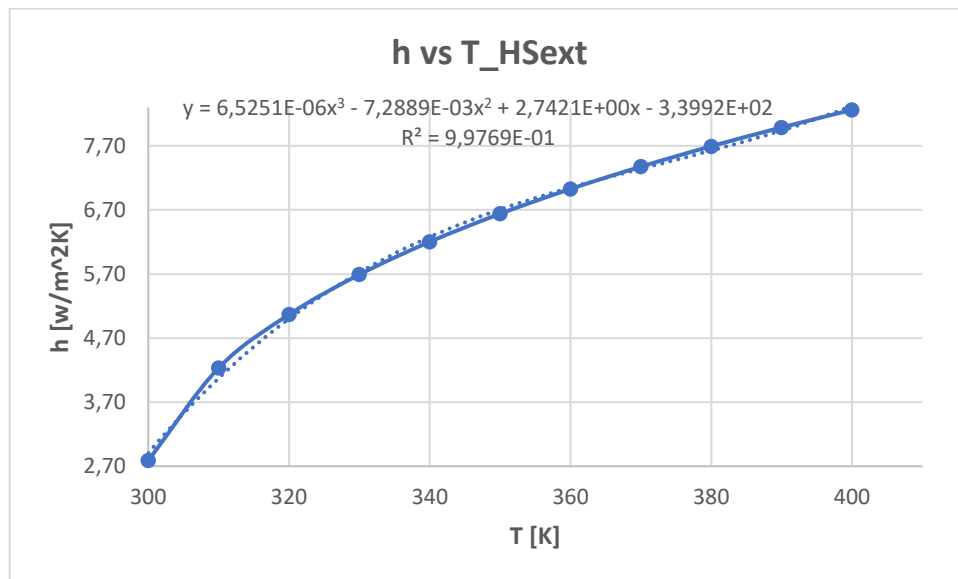


Tabla 50. Gráfico  $h$  vs  $T_{pared}$  y regresión polinómica (grado 3) en pared horizontal

Obteniéndose el polinomio siguiente:

$$h(T) = 6.5251 \cdot 10^{-6} T^3 - 7.2889 \cdot 10^{-3} T^2 + 2.7421 T - 3.3992 \cdot 10^2 \quad (74)$$

### Parámetros de la intensidad de turbulencia

Previo al cálculo de la intensidad de turbulencia, es necesario tener definido tanto el diámetro hidráulico como el número de  $Re$  de los que depende este parámetro.

Las dimensiones que presenta la salida del aire son de 232.4x105.4 mm. Mediante la ecuación 27 se obtiene un valor de  $D_h$  de aproximadamente 145 mm. En el caso de la entrada del conducto de aire (panal), esta presenta unas dimensiones de 229x102 mm, que lleva a un valor de  $D_h$  de aproximadamente 141 mm.

Una vez definido el  $D_h$ , se obtiene el número adimensional de Reynolds (ecuación 38) para ambas zonas, obteniéndose un valor de 7900 y 7700 en la entrada y salida respectivamente.

El valor de velocidad media de fluido necesario para el cálculo de  $Re$  se obtuvo mediante la expresión 44, que relaciona la velocidad con el flujo másico, la densidad y el área de sección horizontal.

Se obtuvieron unos valores que oscilaban dependiendo del caso de estudio entre 0.5-1 m/s en la entrada y salida. Para la densidad  $\rho$ , se tomó un valor medio acorde a los rangos de  $T$  a los que se veía sometido el aire. Para el flujo másico, aprovechando los resultados ofrecidos por los laboratorios de Sandía se hizo uso del valor medido por ellos en la instalación.

Una vez hallados los  $D_h$  y números de  $Re$  para la entrada y salida del aire, el cálculo de la intensidad de turbulencia es directo (ver subepígrafe 5.3.4.1).

## Anexo D. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

### D.1 Análisis de sensibilidad: Incertidumbres de modelado

Se muestran las conductividades radiales calculadas por medio de la ecuación 19, tras la simulación bidimensional de la región inferior y superior del EC una vez asignadas las emisividades máximas y mínimas en cada una de ellas (procedimiento análogo al cálculo de las conductividades radiales en los casos base, punto 5.2.1.2):

Tabla 51. Cálculo de la conductividad radial mínima (emisividad mínima)

Cálculo de la conductividad radial equivalente mínima [W/mK]						
Zona inferior (BL+BC)				Zona superior (BL)		
$T_w$	$T_{m\acute{a}x}$	q	$k_{equi\_radial}$	$T_{m\acute{a}x}$	q	$k_{equi\_radial}$
300	321.44	341.587	<b>0.489</b>	319.26	158.418	<b>0.485</b>
400	416.06		<b>0.652</b>	413.50		<b>0.692</b>
500	512.01		<b>0.872</b>	509.24		<b>1.012</b>
600	609.29		<b>1.128</b>	606.29		<b>1.485</b>
700	707.26		<b>1.443</b>	704.05		<b>2.310</b>
300	341.51	683.174	<b>0.505</b>	337.39	316.835	<b>0.500</b>
400	431.48		<b>0.666</b>	426.76		<b>0.698</b>
500	523.83		<b>0.879</b>	518.89		<b>0.989</b>
600	618.71		<b>1.120</b>	613.59		<b>1.375</b>
700	715.00		<b>1.397</b>	709.71		<b>1.926</b>
300	395.00	1707.923	<b>0.551</b>	385.52	792.082	<b>0.546</b>
400	473.92		<b>0.709</b>	463.27		<b>0.738</b>
500	557.15		<b>0.917</b>	546.21		<b>1.011</b>
600	645.77		<b>1.145</b>	634.62		<b>1.350</b>
700	737.55		<b>1.395</b>	726.24		<b>1.781</b>
300	468.35	3415.847	<b>0.622</b>	451.03	1584.164	<b>0.619</b>
400	533.76		<b>0.783</b>	515.00		<b>0.813</b>
500	606.87		<b>0.980</b>	587.12		<b>1.073</b>
600	687.32		<b>1.200</b>	667.10		<b>1.393</b>
700	773.13		<b>1.433</b>	752.43		<b>1.782</b>



Tabla 52. Cálculo de la conductividad radial máxima (emisividad máxima)

Cálculo de la conductividad radial equivalente máxima [W/mK]						
Zona inferior (BL+BC)						
$T_w$	$T_{m\acute{a}x}$	q	$k_{equi\_radial}$	$T_{m\acute{a}x}$	q	$k_{equi\_radial}$
300	320.75	341.587	<b>0.505</b>	319.09	158.418	<b>0.490</b>
400	415.00		<b>0.698</b>	413.25		<b>0.705</b>
500	510.58		<b>0.990</b>	508.93		<b>1.047</b>
600	607.50		<b>1.398</b>	605.94		<b>1.574</b>
700	705.10		<b>2.055</b>	703.65		<b>2.560</b>
300	340.28	683.174	<b>0.520</b>	337.08	316.835	<b>0.504</b>
400	429.67		<b>0.706</b>	426.34		<b>0.710</b>
500	521.50		<b>0.975</b>	518.40		<b>1.016</b>
600	615.92		<b>1.316</b>	613.04		<b>1.433</b>
700	711.74		<b>1.784</b>	709.12		<b>2.049</b>
300	392.28	1707.923	<b>0.568</b>	384.85	792.082	<b>0.551</b>
400	470.06		<b>0.748</b>	462.39		<b>0.749</b>
500	552.32		<b>1.001</b>	545.19		<b>1.034</b>
600	640.12		<b>1.306</b>	633.53		<b>1.394</b>
700	731.11		<b>1.684</b>	725.11		<b>1.861</b>
300	463.40	3415.847	<b>0.641</b>	449.86	1584.164	<b>0.624</b>
400	526.89		<b>0.826</b>	513.55		<b>0.823</b>
500	598.33		<b>1.065</b>	585.35		<b>1.095</b>
600	677.35		<b>1.355</b>	665.20		<b>1.433</b>
700	761.68		<b>1.699</b>	750.46		<b>1.852</b>

La simulación computacional del DCS para los casos de sensibilidad del modelo (conductividad máxima y mínima) se llevó a cabo únicamente para el caso 5, ofreciendo los siguientes resultados de temperaturas ( $T_{F\_m\acute{a}x}$  y  $T_{F\_m\acute{i}n}$ ):

Tabla 53. Temperaturas máximas del análisis de sensibilidad (k mín)

kmin	Sensor	Zona	$T_F$ (K)	$T_S$ (K)	$\epsilon_r$ (%)	$\epsilon_r$ (abs) (%)	$\Delta T$	$\Delta T$ (abs)
	FV_72	Vaina	<b>584.11</b>	570.00	4.75	4.75	14.11	14.11
	Channel_72	Canal	<b>520.67</b>	511.00	4.06	4.06	9.67	9.67
	Basket_96	Bastidor	<b>458.36</b>	461.00	-1.40	1.40	-2.64	2.64
	PV_119	Cápsula	<b>401.53</b>	403.00	-1.13	1.13	-1.47	1.47
	S1_119	Blindaje	<b>345.34</b>	348.00	-3.55	3.55	-2.66	2.66



Tabla 54. Temperaturas mínimas del análisis de sensibilidad ( $k_{\max}$ )

	Sensor	Zona	$T_f$ (K)	$T_s$ (K)	$\epsilon_r$ (%)	$\epsilon_r$ (abs) (%)	$\Delta T$	$\Delta T$ (abs)
kmax	FV_72	Vaina	578.34	570.00	2.81	2.81	8.34	8.34
	Channel_72	Canal	519.56	511.00	3.60	3.60	8.56	8.56
	Basket_96	Bastidor	458.34	461.00	-1.41	1.41	-2.66	2.66
	PV_119	Cápsula	401.48	403.00	-1.17	1.17	-1.52	1.52
	S1_119	Blindaje	345.31	348.00	-3.59	3.59	-2.69	2.69

## D.2 Incertidumbres de la medida

Se muestran a continuación los resultados de sensibilidad referidos a las medidas del termopar (1% incertidumbre sobre la lectura ofrecida) para los diferentes casos de simulación:

Tabla 55. Banda de error en la incertidumbre asociada a las lecturas del termopar. Caso 3

$T_s$ (K)	$T_s -$ (K)	$T_s +$ (K)	$\Delta T$ (1%) [error +]	$\Delta T$ (1%) [error -]
376.00	372.24	379.76	3.76	3.76
359.00	355.41	362.59	3.59	3.59
344.00	340.56	347.44	3.44	3.44
328.00	324.72	331.28	3.28	3.28
312.00	308.88	315.12	3.12	3.12

Tabla 56. Banda de error en la incertidumbre asociada a las lecturas del termopar. Caso 5

$T_s$ (K)	$T_s -$ (K)	$T_s +$ (K)	$\Delta T$ (1%) [error +]	$\Delta T$ (1%) [error -]
570.00	564.3	575.7	5.70	5.70
511.00	505.89	516.11	5.11	5.11
461.00	456.39	465.61	4.61	4.61
403.00	398.97	407.03	4.03	4.03
348.00	344.52	351.48	3.48	3.48

Tabla 57. Banda de error en la incertidumbre asociada a las lecturas del termopar. Caso 6

$T_s$ (K)	$T_s -$ (K)	$T_s +$ (K)	$\Delta T$ (1%) [error +]	$\Delta T$ (1%) [error -]
715.00	707.85	722.15	7.15	7.15
630.00	623.7	636.3	6.30	6.30
554.00	548.46	559.54	5.54	5.54
467.00	462.33	471.67	4.67	4.67
387.00	383.13	390.87	3.87	3.87

Tabla 58. Banda de error en la incertidumbre asociada a las lecturas del termopar. Caso 7

$T_s$ (K)	$T_s -$ (K)	$T_s +$ (K)	$\Delta T$ (1%) [error +]	$\Delta T$ (1%) [error -]
367.00	363.33	370.67	3.67	3.67
353.00	349.47	356.53	3.53	3.53
341.00	337.59	344.41	3.41	3.41
326.00	322.74	329.26	3.26	3.26
311.00	307.89	314.11	3.11	3.11

Tabla 59. Banda de error en la incertidumbre asociada a las lecturas del termopar. Caso 9

$T_s$ (K)	$T_s -$ (K)	$T_s +$ (K)	$\Delta T$ (1%) [error +]	$\Delta T$ (1%) [error -]
545.00	539.55	550.45	5.45	5.45
494.00	489.06	498.94	4.94	4.94
451.00	446.49	455.51	4.51	4.51
401.00	396.99	405.01	4.01	4.01
346.00	342.54	349.46	3.46	3.46

Tabla 60. Banda de error en la incertidumbre asociada a las lecturas del termopar. Caso 10

$T_s$ (K)	$T_s -$ (K)	$T_s +$ (K)	$\Delta T$ (1%) [error +]	$\Delta T$ (1%) [error -]
689.00	682.11	695.89	6.89	6.89
612.00	605.88	618.12	6.12	6.12
547.00	541.53	552.47	5.47	5.47
465.00	460.35	469.65	4.65	4.65
384.00	380.16	387.84	3.84	3.84

### D.3 Análisis de sensibilidad: Incertidumbre de las condiciones de contorno

Por otra parte, se muestran a continuación los resultados de sensibilidad derivados de la incertidumbre presente en el potenciómetro ( $\pm 0.075$  kW):

Tabla 61. Temperaturas máximas ( $q_{m\acute{a}x}$ ) y mínimas ( $q_{m\acute{i}n}$ ) obtenidas en el análisis de sensibilidad de la incertidumbre del potenciómetro (tabla izqda.) y cálculo de banda de error (tabla drcha). Caso 3

q referencia (0.504 kW)	Sensor	Zona	T <sub>F</sub> (K)	$\Delta T (q - q_{m\acute{i}n})$ [error -]	$\Delta T (q_{m\acute{a}x} - q)$ [error +]
	FV_72	Vaina	<b>384.73</b>	10.35	10.16
	Channel_72	Canal	<b>364.74</b>	7.73	7.71
	Basket_96	Bastidor	<b>346.57</b>	5.08	5.19
	PV_119	Cápsula	<b>330.30</b>	3.44	3.31
	S1_119	Blindaje	<b>313.46</b>	1.35	1.31
q <sub>mín</sub> (0.429 kW)	Sensor	Zona	T <sub>F</sub> (K)		
	FV_72	Vaina	<b>374.38</b>		
	Channel_72	Canal	<b>357.01</b>		
	Basket_96	Bastidor	<b>341.49</b>		
	PV_119	Cápsula	<b>326.86</b>		
	S1_119	Blindaje	<b>312.11</b>		
q <sub>máx</sub> (0.579 kW)	Sensor	Zona	T <sub>F</sub> (K)		
	FV_72	Vaina	<b>394.89</b>		
	Channel_72	Canal	<b>372.45</b>		
	Basket_96	Bastidor	<b>351.76</b>		
	PV_119	Cápsula	<b>333.61</b>		
	S1_119	Blindaje	<b>314.77</b>		

Donde  $q_{m\acute{i}n}$  hace referencia a la potencia de referencia  $q^{31}$ , menos la incertidumbre, de manera análoga  $q_{m\acute{a}x}$  es la potencia de referencia  $q$ , más la incertidumbre.

La banda de error negativa es calculada en cada sensor como la diferencia entre la temperatura de referencia de “Fluent” (obtenida con  $q$ ) menos la temperatura mínima (obtenida con  $q_{m\acute{i}n}$ ). Por su parte, la banda de error positiva se obtiene sustrayendo a la temperatura máxima (obtenida con  $q_{m\acute{a}x}$ ) la temperatura de referencia.

Para el resto de los casos:

<sup>31</sup> Las potencias de referencia usadas no son exactamente los valores nominales (0.5, 2.5 y 5 kW) debido a la dificultad de ajustar el valor exacto en los sistemas PLC (Controlador Lógico Programable).

Tabla 62. Temperaturas máximas ( $q_{\text{máx}}$ ) y mínimas ( $q_{\text{mín}}$ ) obtenidas en el análisis de sensibilidad de la incertidumbre del potenciómetro (tabla izqda.) y cálculo de banda de error (tabla drcha). Caso 5

q referencia (2.493 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)	$\Delta T$ (q- $q_{\text{mín}}$ ) [error -]	$\Delta T$ ( $q_{\text{máx}}$ -q) [error +]
	FV_72	Vaina	581.53		
	Channel_72	Canal	520.20		
	Basket_96	Bastidor	458.35		
	PV_119	Cápsula	401.52		
	S1_119	Blindaje	345.33		
$q_{\text{mín}}$ (2.418 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)		
	FV_72	Vaina	575.77		
	Channel_72	Canal	515.60		
	Basket_96	Bastidor	455.06		
	PV_119	Cápsula	399.26		
	S1_119	Blindaje	344.23		
$q_{\text{máx}}$ (2.568 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)		
	FV_72	Vaina	587.21		
	Channel_72	Canal	524.70		
	Basket_96	Bastidor	461.58		
	PV_119	Cápsula	403.72		
	S1_119	Blindaje	347.01		

Tabla 63. Temperaturas máximas ( $q_{\text{máx}}$ ) y mínimas ( $q_{\text{mín}}$ ) obtenidas en el análisis de sensibilidad de la incertidumbre del potenciómetro (tabla izqda.) y cálculo de banda de error (tabla drcha). Caso 6

q referencia (5.01 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)	$\Delta T$ (q- $q_{\text{mín}}$ ) [error -]	$\Delta T$ ( $q_{\text{máx}}$ -q) [error +]
	FV_72	Vaina	739.95		
	Channel_72	Canal	644.73		
	Basket_96	Bastidor	549.05		
	PV_119	Cápsula	465.80		
	S1_119	Blindaje	381.71		
$q_{\text{mín}}$ (4.935 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)		
	FV_72	Vaina	735.88		
	Channel_72	Canal	641.52		
	Basket_96	Bastidor	546.76		
	PV_119	Cápsula	464.07		
	S1_119	Blindaje	380.64		
$q_{\text{máx}}$ (5.085 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)		
	FV_72	Vaina	743.99		
	Channel_72	Canal	647.88		
	Basket_96	Bastidor	551.32		
	PV_119	Cápsula	467.54		
	S1_119	Blindaje	382.80		

Tabla 64. Temperaturas máximas ( $q_{\text{máx}}$ ) y mínimas ( $q_{\text{mín}}$ ) obtenidas en el análisis de sensibilidad de la incertidumbre del potenciómetro (tabla izqda.) y cálculo de banda de error (tabla drcha). Caso 7

$q$ referencia (0.513 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)	$\Delta T (q-q_{\text{mín}})$ [error -]	$\Delta T (q_{\text{máx}}-q)$ [error +]
	FV_72	Vaina	376.46	10.07	8.63
	Channel_72	Canal	358.02	7.06	6.82
	Basket_96	Bastidor	344.69	5.27	5.49
	PV_119	Cápsula	331.17	3.66	3.75
	S1_119	Blindaje	315.39	1.93	1.75
$q_{\text{mín}}$ (0.438 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)		
	FV_72	Vaina	366.39		
	Channel_72	Canal	350.96		
	Basket_96	Bastidor	339.42		
	PV_119	Cápsula	327.51		
	S1_119	Blindaje	313.46		
$q_{\text{máx}}$ (0.588 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)		
	FV_72	Vaina	385.09		
	Channel_72	Canal	364.84		
	Basket_96	Bastidor	350.18		
	PV_119	Cápsula	334.92		
	S1_119	Blindaje	317.14		

Tabla 65. Temperaturas máximas ( $q_{\text{máx}}$ ) y mínimas ( $q_{\text{mín}}$ ) obtenidas en el análisis de sensibilidad de la incertidumbre del potenciómetro (tabla izqda.) y cálculo de banda de error (tabla drcha). Caso 9

$q$ referencia (2.491 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)	$\Delta T (q-q_{\text{mín}})$ [error -]	$\Delta T (q_{\text{máx}}-q)$ [error +]
	FV_72	Vaina	549.71	5.76	5.93
	Channel_72	Canal	496.40	4.43	4.62
	Basket_96	Bastidor	443.23	3.37	3.57
	PV_119	Cápsula	397.28	2.33	2.62
	S1_119	Blindaje	343.71	1.16	1.35
$q_{\text{mín}}$ (2.416 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)		
	FV_72	Vaina	543.95		
	Channel_72	Canal	491.97		
	Basket_96	Bastidor	439.86		
	PV_119	Cápsula	394.95		
	S1_119	Blindaje	342.55		
$q_{\text{máx}}$ (2.566 kW)	Sensor	Zona	$T_F$ (K)		
	FV_72	Vaina	555.64		
	Channel_72	Canal	501.02		
	Basket_96	Bastidor	446.80		
	PV_119	Cápsula	399.90		
	S1_119	Blindaje	345.06		

Tabla 66. Temperaturas máximas ( $q_{\text{máx}}$ ) y mínimas ( $q_{\text{mín}}$ ) obtenidas en el análisis de sensibilidad de la incertidumbre del potenciómetro (tabla izqda.) y cálculo de banda de error (tabla drcha). Caso 10

$q$ referencia (4.972 kW)	Sensor	Zona	$T_f$ (K)	$\Delta T (q - q_{\text{mín}})$ [error -]	$\Delta T (q_{\text{máx}} - q)$ [error +]
	FV_72	Vaina	716.46		
	Channel_72	Canal	620.59		
	Basket_96	Bastidor	536.19		
	PV_119	Cápsula	459.00		
	S1_119	Blindaje	376.01		
$q_{\text{mín}}$ (4.897 kW)	Sensor	Zona	$T_f$ (K)		
	FV_72	Vaina	712.56		
	Channel_72	Canal	617.48		
	Basket_96	Bastidor	533.95		
	PV_119	Cápsula	457.50		
	S1_119	Blindaje	374.97		
$q_{\text{máx}}$ (5.047 kW)	Sensor	Zona	$T_f$ (K)		
	FV_72	Vaina	720.97		
	Channel_72	Canal	624.39		
	Basket_96	Bastidor	541.92		
	PV_119	Cápsula	461.23		
	S1_119	Blindaje	377.23		

## REFERENCIAS

---

- [1] CIEMAT, [En línea]. Available: <http://www.ciemat.es/portal.do?jsessionid=6BBBD340494DA6C76A35B11D100F606F?IDM=6&NM=1>. [Último acceso: 14 Abril 2017].
- [2] NEA Y CSNI, «Nuclear Energy Agency,» 11 Febrero 2015. [En línea]. Available: <https://www.nrc.gov/docs/ML0715/ML071581053.pdf>. [Último acceso: 10 Mayo 2018].
- [3] Boletín Oficial del Estado, «BOE,» 30 Julio 2014. [En línea]. Available: <https://www.boe.es/buscar/pdf/2014/BOE-A-2014-8138-consolidado.pdf>.
- [4] H. Ng, «Department of Physics Stanford University,» 2014. [En línea]. Available: <http://large.stanford.edu/courses/2014/ph241/ng2/>.
- [5] Energía nuclear, «Energía nuclear,» 21 Abril 2014. [En línea]. Available: <https://energia-nuclear.net/que-es-la-energia-nuclear/fision-nuclear>. [Último acceso: 5 Febrero 2018].
- [6] Consejo Seguridad Nuclear, «CSN,» [En línea]. Available: <https://www.csn.es/fision-nuclear>. [Último acceso: 5 Febrero 2018].
- [7] Foro Nuclear, [En línea]. Available: <https://www.foronuclear.org/es/el-experto-te-cuenta/120445-etapas-para-la-obtencion-del-combustible-nuclear-a-partir-del-uranio>. [Último acceso: 10 Febrero 2018].
- [8] Servicio Geológico Mexicano, «Gob.mx,» 22 Marzo 2017. [En línea]. Available: [https://www.sgm.gob.mx/Web/MuseoVirtual/Aplicaciones\\_geologicas/Energia-nuclear.html](https://www.sgm.gob.mx/Web/MuseoVirtual/Aplicaciones_geologicas/Energia-nuclear.html). [Último acceso: 5 Febrero 2018].
- [9] CSN, «Consejo de Seguridad Nuclear,» [En línea]. Available: <https://www.csn.es/que-es-una-central-nuclear>. [Último acceso: 5 Febrero 2017].
- [10] F. F. Márquez, «Seminario,» Madrid, 2006.
- [11] Consejo de Seguridad Nuclear, «CSN,» [En línea]. Available: [https://www.csn.es/documents/10182/932121/El+combustible+nuclear+y+su+ciclo+\(Monograf%C3%ADa\)](https://www.csn.es/documents/10182/932121/El+combustible+nuclear+y+su+ciclo+(Monograf%C3%ADa)). [Último acceso: 1 marzo 2018].
- [12] J. Bates, «Single PWR Spent Fuel Assembly Heat Transfer Data for Computer Code Evaluations,» 1986.
- [13] M. Irino, M. Oohashi, T. Irie y T. Nishikawa, «Study on Surface Temperatures of Fuel Pins in Spent,» Vienna, 1987.
- [14] M. McKinnon, J. Doman, J. Tanner, R. Guenther, J. Creer y C. King, «BWR Spent Fuel Storage Cask Performance Test, Volume 1, Cask Handling Experience and Decay Heat, Heat Transfer and Shielding Data,» Pacific Northwest Laboratory, Richland Washington, 1986.
- [15] D. Dziadosz, E. Moore, J. Creer, R. McCann, M. McKinnon, J. Tanner, E. Gilbert, R.L. Goodman, D. Schoonen, M. Jensen y C. Mullen, «The Castor-V/21 PWR Spent-Fuel Storage Cask: Testing and Analyses,» Pacific Northwest Laboratory, Richland, Washington, 1986.
- [16] M. McKinnon, J. Creer, C. L. Wheeler, J. Tanner, E. Gilbert, R. Goodman, D. Batala, D. Dziadosz, E. Moore, D. Schoonen, M. Jensen y J. Browder, «The MC-10 PWR Spent Fuel Storage Cask: Testing and Analysis,» Pacific Northwest Laboratory, Richland, Washington., 1987.
- [17] J. Creer, T. Michener, M. McKinnon, J. Tanner, E. Gilbert y R. Goodman, «The TN-24P PWR Spent Fuel Storage Cask: Testing and Analyses,» Pacific Northwest Laboratory, Richland, Washington, 1987.
- [18] M. McKinnon, T. Michener, M. Jensen y G. Rodman, «Testing and Analyses of the TN-24P Spent Fuel Dry Storage Cask Loaded with Consolidated Fuel,» Pacific Northwest Laboratory, Richland, Washington, 1989.
- [19] M. McKinnon, R. Dodge, R. Schmitt, L. Eslinger y G. Dineen, «Performance Testing and Analyses of the VSC-17 Ventilated Concrete Cask,» Palo Alto, California, 1992.
- [20] H. Takeda, M. Wataru, K. Shirai y T. Saegusa, «Heat removal verification tests using concrete casks under normal condition,» 2008.
- [21] Y. Wu, J. Klein, H. Zhou y L. Zuo, «Thermal and fluid analysis of dry cask storage containers over multiple years of service,» *Annals of Nuclear Energy*, nº 112, pp. 132-142, 13 Octubre 2017.
- [22] D. Rector, J. Cuta y N. Lombardo, «COBRA-SFS Thermal-Hydraulic Analysis of the CASTOR-1C and REA 2023 BWR Storage Casks Containing Consolidated Spent Fuel,» Richland, Washington, 1986.

- [23] H. Xie, Z. Gao y Z. Zhou, «A numerical investigation of natural convection heat transfer in horizontal spent-fuel storage cask,» 2002.
- [24] M. Greiner, K. Gangadharan y M. Gudipati, «Use of fuel assembly/backfill gas effective thermal conductivities to predict basket and fuel cladding temperatures within a rail package during normal transport,» 2007.
- [25] M. Wataru, H. Takeda, K. Shirai y T. Saegusa, «Thermal hydraulic analysis compared with tests of full-scale concrete casks,» 2008.
- [26] J. Lee, W. Choi, K. Bang, K. Sea y S. Yoo, «Thermal-fluid flow analysis and demonstration test of a spent fuel storage system,» 2009.
- [27] K. Das, D. Basu, J. Solis y G. Zigh, «Computational fluid dynamics modeling approach to evaluate VSC-17 dry storage cask thermal designs, CFD for nuclear reactor safety applications,» 2010.
- [28] J. Li y Y. Liu, «Thermal modeling of a vertical dry storage cask for used nuclear fuel,» 2016.
- [29] A. Walavalkar y D. Schowalter, «3-D CFD simulation of a spent nuclear fuel storage system,» 2004.
- [30] A. Zigh y J. Solis, «Computational Fluid Dynamics Best Practice Guidelines for Dry Cask Applications».
- [31] L. Herranz, J. Penalva y F. Ferial, «CFD analysis of a cask for spent fuel dry storage: Model fundamentals and sensitivity studies,» 2015.
- [32] S. Yoo, H. No, H. Kim y E. Lee, «Full-scope simulation of a dry storage cask using computational fluid dynamics,» 2010.
- [33] S.G. Durbin y E.R. Lindgren, «Sandia National Laboratories,» 29 Septiembre 2017. [En línea]. Available: <https://prod.sandia.gov/techlib-noauth/access-control.cgi/2017/1710551r.pdf>. [Último acceso: 1 Febrero 2018].
- [34] High Temp metals, «<http://www.hightempmetals.com/>,» 2015. [En línea]. Available: <http://www.hightempmetals.com/techdata/hitempIncoloy800data.php>. [Último acceso: 19 Junio 2018].
- [35] Allegheny Technologies Incorporated, «<http://www.atimetals.com/>,» 2 Marzo 2015. [En línea]. Available: [https://www.atimetals.com/Products/Documents/datasheets/zirconium/alloy/Zr\\_nuke\\_waste\\_disposal\\_v2.pdf](https://www.atimetals.com/Products/Documents/datasheets/zirconium/alloy/Zr_nuke_waste_disposal_v2.pdf). [Último acceso: 19 Junio 2018].
- [36] G. Zigh y S. Gonzalez, «United State Nuclear Regulatory Commission,» Marzo 2017. [En línea]. Available: <https://www.nrc.gov/docs/ML1706/ML17062A567.pdf>. [Último acceso: 5 Marzo 2018].
- [37] E.M. Sparrow y A.L. Loeffler, «Longitudinal laminar flow between cylinders arranged in regular array,» *Alche Journal*, vol. 5, 1959.
- [38] ANSYS, ANSYS Meshing User's Guide, Canonsburg, PA 15317, 2013.
- [39] J. Penalva, F. Ferial y L. E. Herranz, «Análisis 3D de la termofluidodinámica de un contenedor de almacenamiento en seco de combustible en condiciones estacionarias,» Madrid, 2013.
- [40] NASA, «[www.nasa.gov/](http://www.nasa.gov/),» 17 Julio 2008. [En línea]. Available: <https://www.grc.nasa.gov/www/wind/valid/tutorial/spatconv.html>. [Último acceso: 12 Agosto 2018].
- [41] B. Andersson, R. Andersson, L. Håkansson, M. Mortensen, R. Sudiyo y B. van Wachem, Computational Fluid Dynamics for Engineers, Cambridge University Press, 2011.
- [42] Universidad de Sevilla, «Biblioteca de Ingeniería,» [En línea]. Available: <http://bibing.us.es/proyectos/abreproy/3718/fichero/Parte+I%252FCapitulo+2.pdf>. [Último acceso: 4 Junio 2018].
- [43] ANSYS, «ANSYS Fluent User's Guide,» 2006. [En línea]. Available: [https://www.sharcnet.ca/Software/Fluent6/html/ug/main\\_pre.htm](https://www.sharcnet.ca/Software/Fluent6/html/ug/main_pre.htm).
- [44] B. Hanson, H. Alsaed, C. Stockman, D. Enos, R. Meyer y K. Sorenson, «Gap Analysis to Support Extended Storage of Used Nuclear Fuel,» 2012.
- [45] B. Jenkins y P. Mullinger, Industrial and Process Furnaces: Principles, Design and Operations, vol. 2, Butterworth-Heinemann, Ed., 2006, p. Appendix 4A.
- [46] Universidad Carlos III de Madrid, «Apuntes Ingeniería Térmica,» Leganés, 2014.
- [47] R. Luque Vizcaíno, «Informe de Prácticas Académicas en Empresa,» Leganés, 2018.